

岐阜県工業技術研究所研究報告

第7号 平成30年度

岐阜県工業技術研究所

目次

機 械 ・ 金 属 関 連

レーザーによる顔料を使用しない金属製品への着色技術および、ぎふブランド製品の開発（第4報） ... - 1 -	
田中 等幸、松原 早苗、西村 太志、堀部 喜学*、大竹 嘉幸**	<small>*有限会社 志津刃物製作所 **株式会社 シズテック</small>
プレス金型の故障診断手法の確立（第3報） - 5 -	
横山 貴広、松原 早苗	
プレス金型の故障診断手法の確立（第4報） - 10 -	
松原 早苗、横山 貴広	
刃物切れ味試験機の試験精度向上に関する開発研究（第2報） - 15 -	
田中 泰斗、松原 早苗	
精密測定信頼性評価に関する研究（第2報） - 18 -	
丹羽 孝晴、田中 泰斗	
アルミダイカスト部品の高品質・低コスト化を実現する製造技術の開発（第3報） - 23 -	
水谷 予志生、小寺 将也、細野 幸太、新川 真人*	<small>*岐阜大学工学部</small>
工具鋼への複合表面処理効果についての研究（第3報） - 27 -	
細野 幸太、大川 香織、小寺 将也	
鋳物の高品質化、品質管理技術に関する研究 - 32 -	
三原 利之、小寺将也、関 範雄	
鉄鋼製品に錆を生じさせない防食技術の開発（第3報） - 37 -	
大川 香織、細野 幸太	

複 合 材 料 関 係

CFRTP を活用した超軽量下肢装具の開発（第7報） - 41 -	
千原 健司、仙石 倫章、西垣 康広、鈴木 貴行、青木 隆明*、後藤 学**、浜田 篤至**	
篠田 信之***、菅原 政範***	<small>*岐阜大学医学部 **株式会社 今仙技術研究所 ***名光フレイズ 株式会社</small>
次世代自動車・航空機部品の製造に必要な異種材料接合技術の開発（第5報） - 43 -	
西垣 康広、仙石 倫章、鈴木 貴行、山田 孝弘	
次世代自動車・航空機部品の製造に必要な異種材料接合技術の開発（第6報） - 47 -	
柘植 英明、小川 大介、山田 孝弘	
軽量部材加工技術に関する研究（第1報） - 51 -	
小川 大介、柘植 英明	

FRP サンドイッチ材の成形技術に関する研究（第1報）	- 55 -
仙石 倫章、西垣 康広、山田 孝弘	
熱可塑性FRPの疲労評価・推定・診断に関する研究（第1報）	- 59 -
鈴木 貴行、千原 健司、山田 孝弘	

機 械 ・ 金 属 関 連

レーザーによる顔料を使用しない金属製品への着色技術および、 ぎふブランド製品の開発（第4報）

田中 等幸、松原 早苗、西村 太志、堀部 喜学*、大竹 嘉幸**

Development of color marking techniques on the metal surface by laser marking and unique products in Gifu (IV)

Tomoyuki Tanaka, Sanae Matsubara, Futoshi Nishimura, Yoshitaka Horibe* and Yoshiyuki Otake**

レーザーマーキングは、低コスト、溶剤を使用しない等のメリットがある一方で、その用途は単色印字に限られ、主に刻印技術として利用されている。近年、金属に特定の色を付与する加飾技術として、レーザーを使用した発色加工の試みが行われているが、画像を再現性良く発色加工する事例は見当たらない。

我々は、金属製品の高付加価値を図ることを目的として、これまでに発色と酸化膜の物理特性やカラー画像を用いたレーザーによる加飾技術の研究開発を行ってきた。

本研究では、カラー画像を発色加工するマーキングシステムを提案し、その適用例について報告する。

1. はじめに

岐阜県産ブランド「関の刃物」は、世界的な刃物の産地として認知されており、高い品質とデザイン性（色、形）に富んだ商品開発が続けられている。刃物をはじめとする金属製品に様々な着色を再現し、意匠デザイン性を高める技術として、通常、シルク印刷、電解エッチング等の加飾技術が用いられている。しかし、従来の方法では化学物質の使用による環境負荷および、製造コストの課題がある。また、着色数が少なくロゴマーク等の単一色に限定されるため、審美性豊かなデザイン性を追求することは困難である。

一般に、金属に特定の色を付与するためには、所望する色を反射する顔料等の色素を利用するが、近年ではレーザーマーキングによって発色する試みが行われている。金属にレーザーを照射すると、そのエネルギーは熱として周辺に伝搬し、加熱されることによって表面に酸化膜が形成される。この形成された酸化膜による反射光と金属表面との反射光が干渉した結果、肉眼で色として認識することができる。

我々は、この発色機構を金属製品に適用し、レーザーマーキングによる金属への発色技術の研究を行ってきた。これまでに酸化膜の物理特性や、酸化膜厚と発色との関係等を明らかにし、カラー画像を用いて金属表面への描画技術を開発した^{2,3)}。

本稿では、レーザーマーキングによる描画技術をステンレスやチタン材料に再現するためのシステムを提案し、その適用例について報告する。

2. 提案システム

2. 1 構成

提案システムは、まず金属製品に描画するための画像を入力する。次に、入力画像の色調が再現できる加工条件を自動判別し、レーザーによってカラーマーキングを行うものである。システムの構成を図1に示す。システムは、画像処理制御パソコン、カラーパターンデータベース、加工制御コントローラ（OMRON、MX-Z2000G）および、レーザー発振器から構成される。ここで、発振器はファイバーレーザー（1,062nm）を使用し、平均出力20W、繰り返し周波数10-1,000kHz、パルス幅7.5ns - 300ns、走査速度1 - 12,000mm/sの範囲で動作し、加工領域は90×90mmである。

画像処理制御パソコンでは、入力画像を加工サイズに分割し（以下、ワーク領域）、それぞれ階調領域の分割を行った後、カラーパターンデータベースの登録情報から分割した画像に対して適切なレーザー加工条件を決定する。次に、画像処理制御パソコンからシリアル通信（RS232C）を介して加工制御コントローラに通信コマンドを送信し、Ethernetを介して分割画像をコントローラに転送する。通信コマンドと画像を受信した加工制御コントローラは、加工条件に従ってレーザーマーキングを行う。

2. 2 加工データの作成

加工データの作成法は、図2に示すようにワーク領域の分割および、階調領域の分割の2ステップからなる。

2. 2. 1 ワーク領域の分割

発振器から照射できるレーザー照射範囲には限界があるため、加工サイズを超える加工を行う場合には、入力画像を適切な大きさに分割する必要がある。本システムでは、加工サイズに制限しないように入力画像の長手方

* 有限会社志津刃物製作所

** 株式会社シズテック

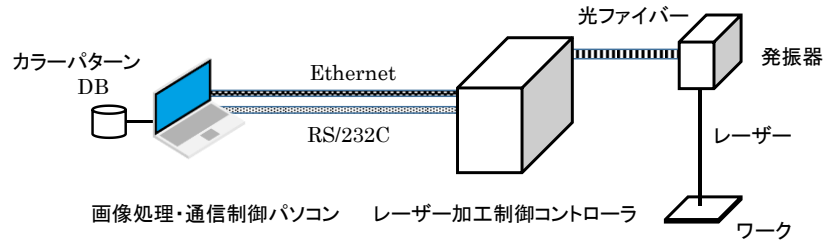


図1 システム構成図

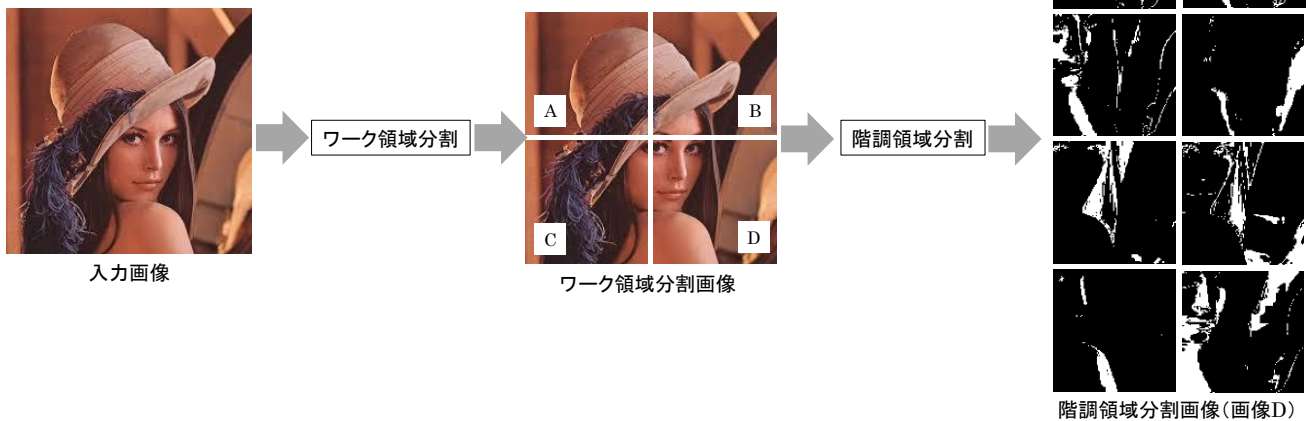


図2 加工データの作成法

向を基準として、加工サイズに収まる矩形に分割する。図2は入力画像を4つの正方形に分割した例を示す。

2.2.2 階調領域の分割

あらかじめ、画素値とレーザー加工条件が関係付けられた材料ごとのカラーパターンデータベースをシステムに登録しておく。ワーク領域分割画像の画素値とカラーパターンデータベースに登録されたカラー値 (r,g,b) との距離を比較し、最も距離の小さいカラーパターンを選択する。ここで、階調の類似度を示す指標としてユークリッド距離 d を用いる。入力画像のある画素の画素値を $V(r, g, b)$ とし、カラーパターンのカラー値 $P(r, g, b)$ としたときのユークリッド距離は式(1)のように定義する。

$$d = \sqrt{(V_r - P_r)^2 + (V_g - P_g)^2 + (V_b - P_b)^2} \quad (1)$$

次に、選択されたカラーパターンをワーク領域画像に対応付け、階調別の画像を作成する。図2はワーク領域分割画像Dを8階調の領域に分割した例を示す。

2.3 マーキング加工の発色性能

2.3.1 発色の色域

レーザーマーキングによる発色品質は、光学素子、ビーム特性、加工材料および加工条件等、様々な要因が影響することが知られている。本システムが発色品質に及ぼす特性要因を図3に示す。これまでに得られた知見

から、発色性に影響を及ぼす主要因は、出力、パルス周波数、パルス幅、走査速度のレーザー照射パラメータである。そこで、ステンレス材料を対象にレーザーマーキングによる発色の範囲について、分光測色計を使用し xy 色度図によって定量化する⁵⁾。式(2)は、物体色が肉眼で認識される (380-780nm) 三刺激値である。ここで、 $P(\lambda)$ は光の分光分布、 $\rho(\lambda)$ は物体の分光反射率、 $x(\lambda)$ は可視域長波長帯に主たる感度特性、 $y(\lambda)$ は可視域中波長帯に主たる感度特性、 $z(\lambda)$ は可視域短波長帯に主たる感度特性および、 K は最大視感度である。これらの刺激値の比を色度値 (x, y) として式(3)に示す。

$$\left. \begin{aligned} X &= K \int_{380}^{780} S(\lambda)\rho(\lambda)x(\lambda)\Delta\lambda \\ Y &= K \int_{380}^{780} S(\lambda)\rho(\lambda)y(\lambda)\Delta\lambda \\ Z &= K \int_{380}^{780} S(\lambda)\rho(\lambda)z(\lambda)\Delta\lambda \end{aligned} \right\} (2)$$

$$\left. \begin{aligned} x &= \frac{X}{(X + Y + Z)} \\ y &= \frac{Y}{(X + Y + Z)} \end{aligned} \right\} (3)$$

2. 3. 2 発色の再現性

これまでの知見から、発色の再現性に影響を及ぼす主要な要因は、焦点距離である。レーザーの光学的特性から、品質よく加工性能を維持するためには、焦点は必ず材料表面に合わせる必要がある。しかしながら、本システムの加工領域は、レーザー照射域としては比較的広範囲であるため、焦点距離には光学的なズレが避けられない。そのため、焦点距離から決まる照射平面と発色の再現性を確認する。

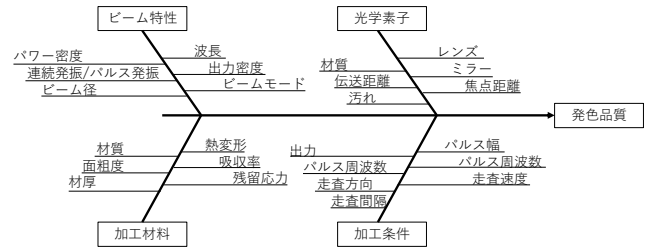


図3 発色品質におよぼす特性要因図

3. 実験

3. 1 発色範囲の評価

発色範囲の評価は、ステンレス材料 SUS304 (100×100mm t=1、Ra=0.012μm) を用いて、6×6mm の範囲に表1に示す加工条件でレーザーマーキングを行った。加工条件の組み合わせ数は630条件である。なお、安定した酸化膜の成長に必要と考えられている熱緩和時間を考慮し、走査方向は左から右への一方向走査とした。

分光測色計 (コニカミノルタ株式会社、CM-2600d) を使用し拡散方式の条件の下、マーキング領域の分光スペクトルを測定した。なお、リファレンスとして硫酸バリウム BaSO₄ 試料を用いた。標準イルミナント D65 光源を用いて式(2)、式(3)から色度座標を求めた。図4にxy色度図および、明度Yを示す。

色度プロットは、無彩色 (0.333, 0.333) を中心に楕円上に分布した。また、明度は、0 から 60%を推移した。明るさは広範囲である一方で色度分布は狭域であった。本実験では、材料の表面性状による影響を受けないように表面が鏡面状態の材料を使用した。このため、材料の鏡面反射が彩度に影響したと考えられる。また、色度分布は赤系色、青系色に偏りがあった。これは、レーザー発振器の加工条件のみの調整では、色相を決定する数百ナノメートルの膜厚を均一に制御するには限界があると考えられ、金属光沢を失うことなく広範な色域を再現することは困難であることが示唆された。

今後、加工条件による色差の変化を解明し、色分解能を上げるための工夫が課題である。

3. 2 発色の位置依存性の評価

レーザーの焦点距離は、レーザー照射口から鉛直下向きのポイントで加工平面を決定している。そのため、焦点測定ポイントからの距離が大きくなるにつれ光学的なひずみが生じ、色度に影響を及ぼすことが考えられる。そこで、加工条件を一定とし照射座標平面における発色の再現性を検討した。

レーザーの照射位置座標を原点として、x、y 方向にいずれも-35 - 35mm の範囲で7ミリ間隔に正方形6×6mm の領域をレーザーマーキングした。加工条件は、出力6W、繰り返し周波数200kHz、パルス幅15ns、走査速度100mm/s、走査間隔5μm とした。なお、矩形間の

表1 加工条件

出力 [W]	5 - 10、1 刻み
繰り返し周波数 [kHz]	200 - 800、100 刻み
パルス幅 [ns]	15 - 300、15 刻み
走査速度 [mm/s]	100
走査間隔 [μm]	5

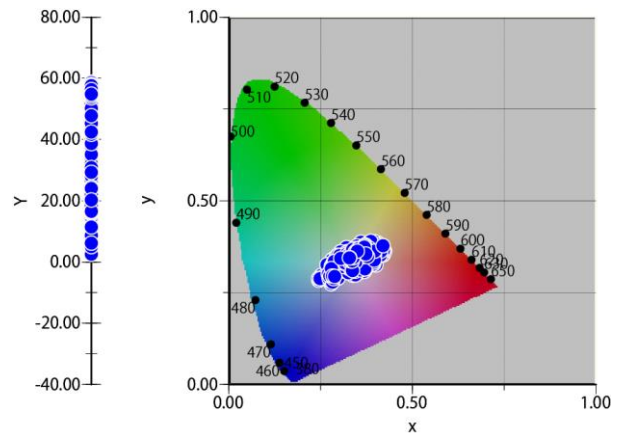
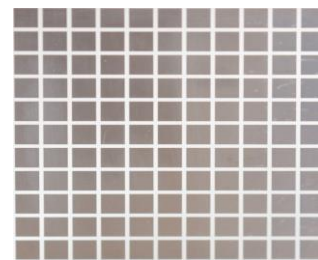
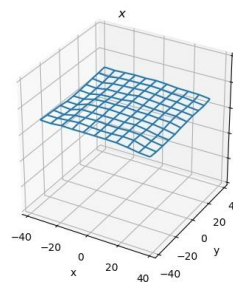


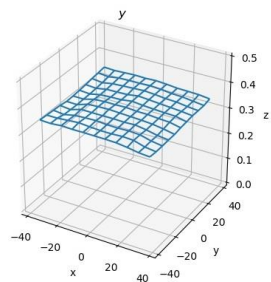
図4 色度分布



(a)



(b)



(c)

図5 発色の位置依存性の評価

熱影響を回避するため、マーキングの順序はランダムとした。

図5に加工結果と加工平面の色度分布を示す。図5(a)から、どの位置も褐色に発色している様子が確認できる。図5(b)(c)は色度 x、図5(c)は色度 y のそれぞれの色度分布をワイヤフレームによって表示した。色度 x、y いずれも焦点ポイントから遠い周辺部になるにつれ、色度が小さくひずむ傾向にあるが、この色差は肉眼では同一色と認識される誤差範囲と考えられる。したがって、本システムにおいては、材料表面に焦点距離を精度よく合わせることができれば、加工領域の位置に依存せず、発色が再現できることを確認した。

3.3 濃淡画像への適用

3.3.1 入力画像

濃淡画像の評価は、伊藤若冲の代表作品「群鶏図障壁画」の画像を用いて行った。原画像のサイズは 1086×2048 画素、解像度は1画素あたり 114μm である。原画像の濃度分解能は 8bit であるが、これを 4bit にスケールした。

3.3.2 カラーパターンデータベース

実験に使用したカラーパターンは、出力 4 -7.6、0.4W 刻み、繰り返し周波数 100 - 1000、100kHz 刻みおよび、パルス幅 15 ns、30 ns、45 ns、105 ns、300ns の組み合わせから構成され、データ登録数は 500 条件とした。入力画像の濃淡値(RGB)から式(1)によって選択されたカラーパターンの結果を表2に示す。なお、走査速度は 100mm/s、走査間隔は 5μm とした。

3.3.3 濃淡画像の加工評価

提案システムによる適用例を図6に示す。図6(a)は入力画像、図6(b)は加工結果である。材料は純チタン (50×50mm、t=1.0) を使用した。表面の金属光沢が強い影響によって発色は淡い印象となった。構造色の特徴である角度依存性により、見る角度によって色調が変わり、顔料等を利用した着色による表現とは異なる質感となることを確認した。なお、どのワークサンプルも安定した濃淡の表現を実現した。一方、入力画像の画素値とカラーパターンの画素値が完全に一致していないため、カラーパターンデータベースの充実が必要である。また、鮮やかな発色を再現するためには、熱緩和時間の確保、走査間隔を細かくする等加工時間を必要とする。したがって、加工品質と加工時間はトレードオフの関係があるため、今後、画像の階調数の決定方法や、レーザーを用いた発色加工技術が生かせる用途開発が課題である。

4. まとめ

本研究では、カラー画像をレーザーによって発色加工を行うシステムを提案した。画像をワークサイズに分割し、階調に応じた加工条件を対応付ける手法を示した。画像サイズや階調に制限されることなく、ステンレスや



(a)入力画像 (b)加工結果

図6 適用例

表2 濃淡値と加工条件の割り当て結果

入力画像の濃淡値	出力 [W]	周波数 [kHz]	パルス幅 [ns]
000000	4.8	100	45
000055	4.0	200	15
550055	4.0	600	30
55AA55	7.0	300	15
55AAAA	4.4	200	15
AA5555	4.0	200	300
AAAAA0	4.0	300	30
AAAAAA	7.6	1000	45
AAAAFF	4.8	300	105
AAFFAA	4.4	400	15
FF5500	5.2	100	300
FFAA00	5.6	100	300
FFAAAA	4.4	100	45
FFFF55	4.0	100	15
FFFFAA	4.0	100	105
FFFFFF	4.8	100	45

チタンに発色加工できるシステムを実現した。

今後、色分解能の向上や用途開発について検討し、付加価値ある意匠デザイン加飾技術として利用できるような残された課題解決に取り組む予定である。

【参考文献】

- 1) 品田ら,日本機械学会論文集 C 編 Vol.72 No.722, pp3406-3411,2006
- 2) 西村ら,岐阜県工業技術研究所報告 No.4 pp1-2,2016
- 3) 西村ら,岐阜県工業技術研究所報告 No.5 pp1-4,2017
- 4) 西村ら,岐阜県工業技術研究所報告 No.6 pp1-4,2018
- 5) JIS 8781-3(2016)

プレス金型の故障診断手法の確立（第3報）

— AEセンシングデータ解析 —

横山 貴広、松原 早苗

The establishment of failure diagnosis system for die (III)

- AE sensing data analysis -

Takahiro Yokoyama and Sanae Matsubara

金型はプレス機の内部に存在しているため、プレス加工の際に目視でその状態が確認できず、また任意に同じ故障を再現することができないため、早期の故障発見が難しい問題を抱えている。当研究所では、自動車・航空機産業を支える県内の機械・金属部品製造業の支援を目的に、金型故障を早期に発見して故障診断をするシステムの研究開発を継続している。昨年度は深絞り試験機で金型故障を任意に再現できる金型の設計・製作を実施した。本年度は、製作した金型部品を削って摩耗を擬似的に再現し、塑性加工の基本である打抜き・深絞り試験を実施して、AE（Acoustic Emission）センサから得られる電圧波形から金型故障の検出能力を検証した。その結果、AE センサの工程異常検出能力にはプレス条件によって一定の限界はあるものの、塑性加工によって生じている金属の物理現象を捉えることが可能であることを確認した。

1. はじめに

県内の自動車・航空機産業を支える機械部品の製造には大量生産に適したプレス加工が使用されている。プレス加工は切削加工と比較して、短時間で製品を生産できる反面、金型に故障が生じると不良品が大量に発生するという問題点を抱えている。そのため近年、金型の不良を素早く・正確に検出する技術が求められている。

このような背景のもと、昨年度は第1報¹⁾として、金型部品の一部を切り離して、その切り離れた部品を加工することで、金型故障を任意に再現できる金型の設計・製作を実施した。本年度はこの金型を加工して擬似的に故障させて深絞り試験機に装着し、塑性加工の基本である打抜き加工・深絞り加工の2種類の試験を行った。塑性加工によって生じる金属の物理現象は弾性波を電圧として捉えることができる AE センサを使用して把握した。

なお、金型故障には欠損・亀裂・異物混入など様々な形態が考えられるが、人が確認できる明確な故障は他のセンサでも検出が明らかに可能であるため、今回は主に金型の摩耗に焦点をおいた。本報告では主に金型の摩耗について、塑性加工によって生じる物理現象と AE センサから得られた電圧波形を比較することで、AE センサの金型故障を検出する能力について考察した。

2. 試験内容

2. 1 測定装置の概要と測定方法

図1(a)は本試験に用いた深絞り試験機（現東京衡機試験機製造：35ton・f 自動型万能深絞り試験機）、図1(b)はこの試験機を使用して加工した製品の外観である。本来この試験機は深絞り試験の専用機であるが、金型に

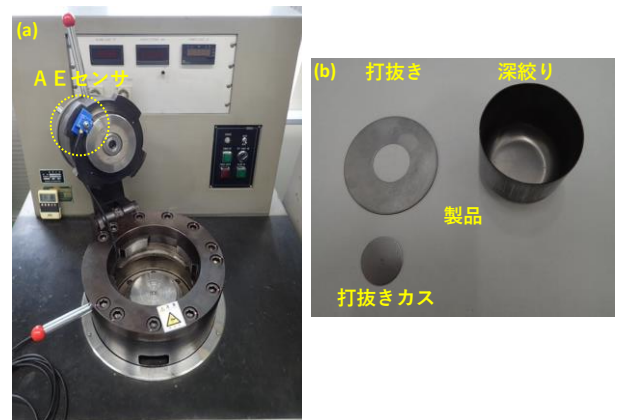


図1 深絞り試験機と加工した製品の外観

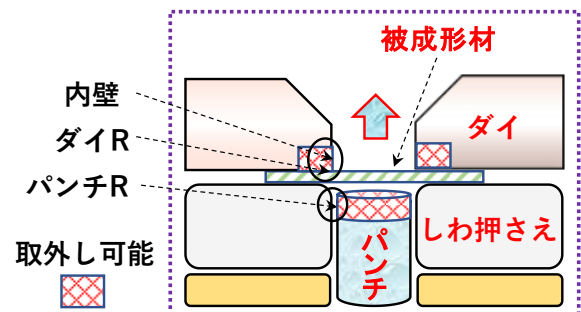


図2 摩耗加工の対象箇所

工夫を施すことで、打抜き加工と深絞り加工の2種類の加工に対応できるようにしている。また、金型を擬似的に摩耗させた状態を再現するため、以下の手順で取り外せる金型の一部品の加工を実施した。

表1 プレス試験の条件

加工内容	打抜き加工、深絞り加工
金型の材質	S45C
パンチ径	打抜き：Φ20mm 深絞り：Φ40mm
ダイ孔	打抜き：Φ20mm 深絞り：Φ42mm
しわ押さえ荷重	1.0 ton
パンチスピード	2.6～3.2mm/sec
被成形材(板厚)	SPCC (t=0.5mm) 打抜き：Φ50mm 深絞り：Φ80mm
絞り比	2.0
潤滑剤	牛脂黒鉛(固体潤滑剤)
金型の摩耗量 (各4水準)	打抜き：0g 約0.02g 約0.04g 約0.06g
	深絞り：0g 約0.2g 約0.4g 約0.6g
AEセンサ	フィジカルアコースティック社 型式:PK15I 共振周波数150kHz
アンプ	フィジカルアコースティック社 型式:EDGE NODE DISCOVERY 使用ゲイン:20dB

まず、加工時の金型のあたり具合を確認するため、2種類の加工をそれぞれ連続 20 回実施して金型を取り出し、金型の状態を目視とレーザ顕微鏡で確認した。その結果、あたりが強いパンチの R 部分・ダイの R 部分を主な摩耗加工の対象にした(図 2)。また、加工の際に被成形材が通過するダイの内壁にも接触痕が確認されたため、若干ではあるがダイの内壁も摩耗加工をした(概ね全摩耗量の 1/10 程度)。

金型の摩耗加工は、取外しができる金型部品を旋盤に取付け、金属やすりで粗加工、2 種類の紙やすり(#240、#1200)で仕上げ加工を実施した。金型の摩耗量は重量管理とし、新品の金型を含めると 4 水準の条件を整え、この摩耗加工した金型を試験機に取り付けた。なお、試験を実施する際には、パンチ・ダイともにほぼ同じ重量の摩耗加工した金型を使用している。

金型の摩耗量を含めたこれら一連のプレス試験の条件を表 1 に示す。なお、プレス加工から得られるデータはある一定のばらつきが生じることから、本報告書の測定値や特性図(図 4、図 7)は同一のプレス条件のもとで 5 回試験を実施して、その平均値を掲載した。

2.2 AEセンサについて

本試験では金型故障の検出に AE センサ(フィジカルアコースティック社製造:型式 PK15I)を使用した。AE (Acoustic Emission) とは、一般的に「材料の変形により亀裂が発生した際に材料内部に蓄積されたひずみエネルギーを弾性波として放出する現象」と定義されている。そのため、金型にかかる荷重があまり変動しなくても、対象物に弾性波が発生すれば信号として捉えることができる特徴を有している。金属の弾性波の周波数は約 150kHz であり、また高調波領域の金型故障の信号を検出できるようにするために、共振周波数約 150kHz、帯域幅約 1MHz の AE センサを使用した。なお、測定サンプリング周波数は、打抜きが 1MS/s、深絞りが 100KS/s で試験を実施した。

3 試験結果及び考察

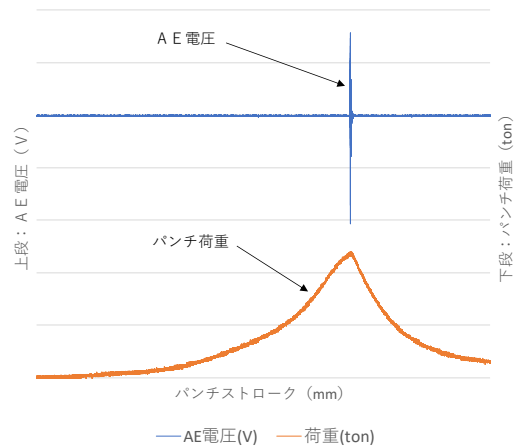


図3 AE電圧・パンチ荷重とパンチストローク特性(打抜き加工)

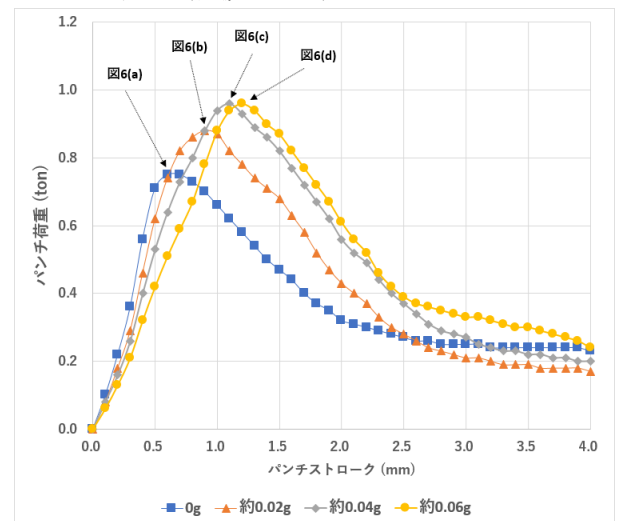


図4 パンチ荷重とパンチストローク特性(打抜き加工)

3.1 打抜き加工試験

打抜き加工試験を実施した際の典型的な AE 電圧・パンチ加重とパンチストロークの特性を図 3 に示す。図のように、打抜き加工のパンチ荷重はパンチストロークとともに増加し、被成形材の破壊によって急激に荷重が低下する。他方、AE 電圧は材料が破壊するまで材料の亀裂による弾性波が発生しないため、あまり変動はないが、材料に破壊が伴うと大きな弾性波が発生するため、パルス状の電圧変動が確認できる。

この現象を基礎として、4 水準の金型の摩耗量を条件としたパンチ荷重とパンチストロークの特性を図 4 に示す。図より、金型を摩耗させると摩耗量の増加に伴い、被成形材が破壊するまでのパンチストロークが徐々に長くなり、パンチ荷重も徐々に大きくなっていることがわかる。これは摩耗加工の際にパンチ・ダイの R 部分を削っていることから、摩耗量の増加に伴いパンチ・ダイ間の剪断能力が劣化し、被成形材の剪断に必要なパンチ荷重が増加し、パンチストロークが長くなったためである。

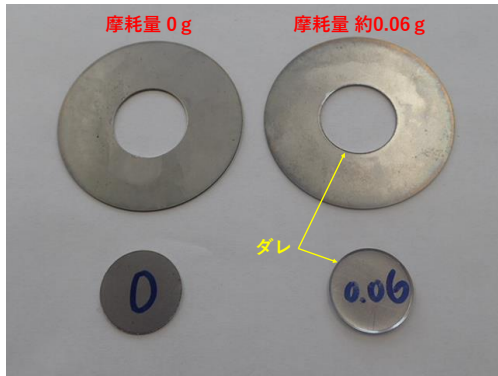


図5 打抜き試験後の製品と打抜きカスの外観

さらに、摩耗量がある程度進行すると、被成形材の剪断の際のパンチ荷重の最大値とパンチストロークの増加が鈍る傾向にあった。これは金型の摩耗のさらなる進行によって、剪断というより、両者間で被成形材を荷重で引きちぎる現象が生じているためである。

その証拠を裏付ける結果として、図5に摩耗量0gと摩耗量約0.06gにおける製品と打抜きカスの外観を示す。図5より、摩耗量0gの製品と打抜きカスはダレが全く確認できないのに対し、摩耗量約0.06gの場合には両者ともに円周状に大きなダレが生じている。このダレは摩耗量が多くなるに従って、高くなる傾向が確認された。また、金型の摩耗量の増加に伴うAE電圧波形を確認すると、前記図3のようにAE電圧のピークはパンチ荷重の最大値付近で発生することから、この値は摩耗量の増加に伴い、パンチストロークが徐々に長くなる位置に存在する傾向が見られた。

次に被成形材が破壊される前後の特徴を把握するため、4水準に設定した金型の摩耗量ごとのAE電圧のピーク付近の波形を観察した(図4を参照)。この様子を図6(a)～(d)に示す。

まず、摩耗量が0gの場合のAE電圧(図6(a))は、電圧の実効積分値(波形の大きさを数値で表した指標: EvI)が大きな値を示した。ところが摩耗量を約0.02g、約0.04gに増加させるとEvIが逆に小さくなった。さらに摩耗量を約0.06gにするとEvIが非常に大きくなるのがわかった。打抜き試験では擬似的な金型故障を再現する摩耗加工の際、ダイの内壁も若干削っていることから、摩耗量の増加とともにダイ孔の直径が若干大きくなっている。そのため、これらの現象は加工時の打抜きカスとダイの内壁との摩擦が小さくなり、ダイの内壁から発生する弾性波も小さくなったのが原因の1つと考えられる。しかし、摩耗量を約0.06gに増加させた場合、この摩擦はさらに小さくなるが、パンチ・ダイ間の剪断能力の低下に伴い、被成形材の破壊時に引きちぎられる現象によって発生する金属の弾性波の影響を受ける。そのため、EvIが大きくなったのではないのかと思われる。摩耗量の増加による、打抜きカスの大きなダレは、この現象を裏付ける結果を示している(図5を参照)。

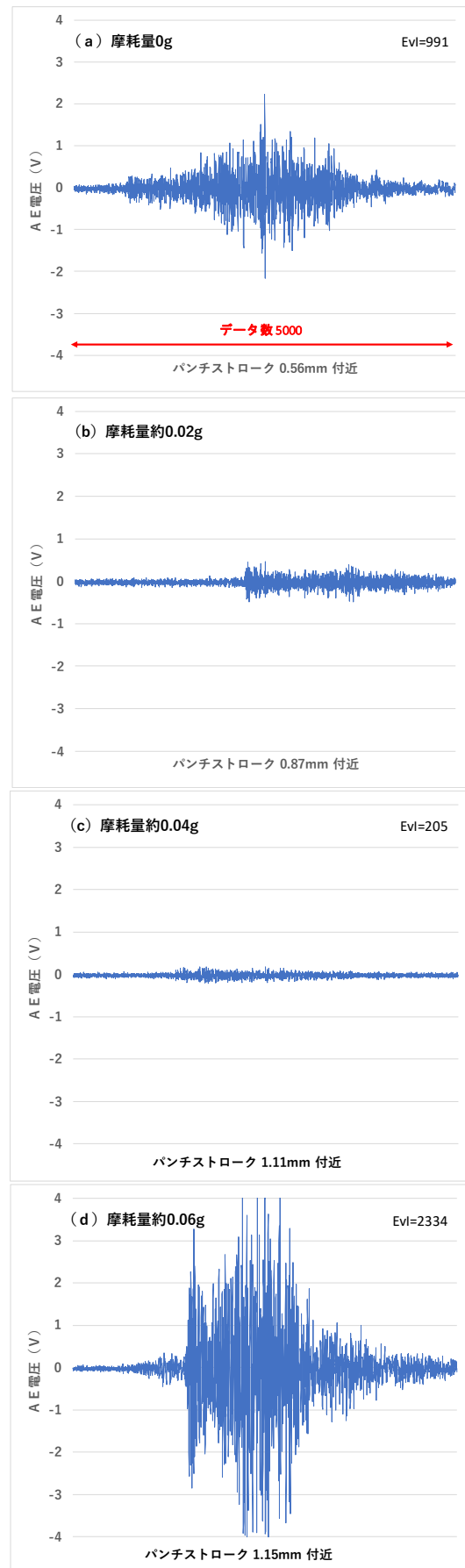


図6 ピーク荷重付近のAE電圧波形

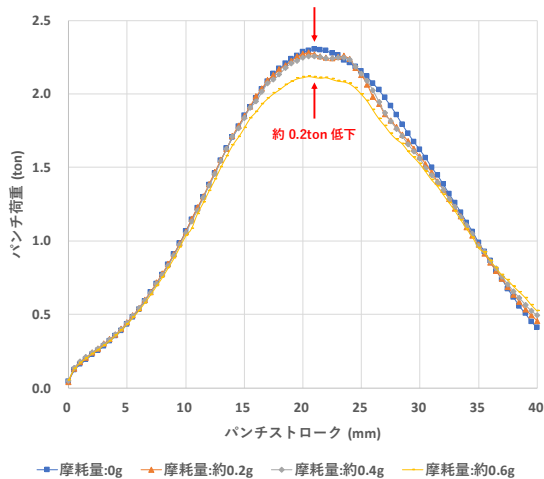


図7 パンチ荷重とパンチストローク特性 (深絞り加工)

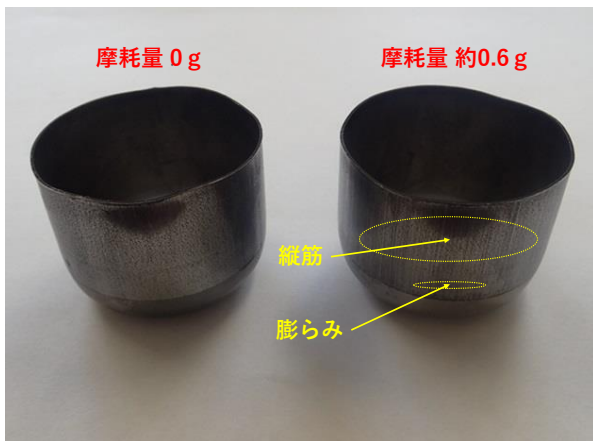


図8 深絞り加工後の製品の外観

最後に、本来の目的である金型故障が AE 電圧波形から検出可能かどうかを検討するため、電圧と摩耗量の関係を統計的手法から確認した。パンチストロークを変数として選定し、4 水準の AE 電圧を要素に分散分析と Bonferroni の多重比較を実施した²⁾。分散分析の結果、4 水準のデータ間に明確な差異の存在が確認された (有意確率: $p = 0.000$)。また多重比較の結果、摩耗量約 0.02g と約 0.04g の間にはデータの差異を確認できなかった ($p = 0.446$)。しかし、その他の水準の組み合わせでは、すべてのデータ間の差異を確認できた ($p = 0.000 \sim 0.002$)。これらの結果は、金型の摩耗量が大きくなれば、AE 電圧から金型故障の検出が可能であることを示していると考えられる。

3. 2 深絞り加工試験

深絞り加工を実施した際のパンチ荷重とパンチストロークの特性を図7に示す。この図より、金型の摩耗量が 0g へ約 0.4g まで、特性に変化は現れなかったが、約 0.6g になるとパンチ荷重の最大値付近で約 0.2ton の荷重低下が確認された。金型の摩耗量がある一定以上増加すると、パンチ・ダイ・被成形材の密着度が低くなり、深絞り加

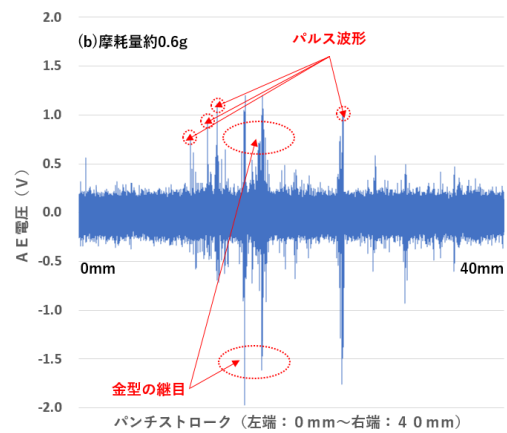
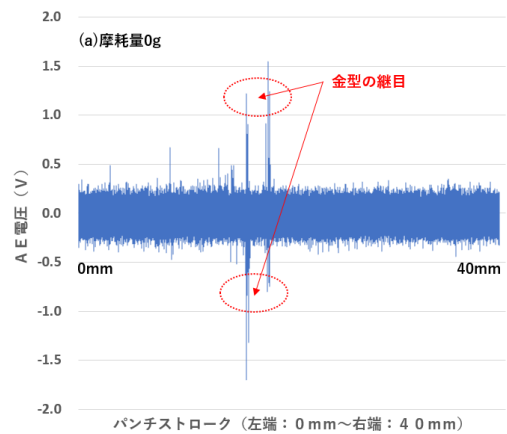


図9 AE 電圧とパンチストローク特性 (深絞り加工)

工時の三者間の摩擦力も減少する。その結果、パンチ荷重が低下したものと考えられる。

深絞り加工後の金型の摩耗量が 0g と約 0.6g における製品の外観を図8に示す。摩耗量約 0.6g の製品は 0g と比較して、製品の側面に縦筋があり、底部から約 10mm 程度上方の場所が円周状に若干膨らんでいることが確認された。

この現象が AE 電圧に現れているかどうかを確認するため、図9(a)(b)に金型の摩耗量 0g、約 0.6g のそれぞれの AE 電圧波形を示す。図より両波形を比較しても、図7で得られたパンチストローク約 20mm 付近の約 0.2ton のパンチ荷重の低下現象を波形で確認することができなかった。この原因として、AE センサは材料内部に蓄積された弾性波の検出を前提にしているため、低速・等速度でパンチが動作する材料破壊がない深絞り加工では、被成形材や金型から弾性波が発生しなかったためと推測できる。また、摩耗量約 0.6g の製品は側面が若干膨らんでいるが、同様に AE 電圧からその特徴を捉えることができなかった。この点では荷重センサと比較して、AE センサの金型故障の検出能力には限界があると思わ

れる。ところが、図9(a)(b)のAE電圧波形は以下の2つの特徴が現れた。

まず1つ目として、4水準のAE電圧波形すべてにパンチストローク12.5~20mmの範囲内に、約0.8~2.0Vの大きなパルスが2つ存在しているのが確認できた。本試験では、パンチは20mm・ダイは12.5mmの高さで、部品の一部を取外せる構造をした金型を使用している。この影響がAE電圧波形に現れている。これは、プレス加工時に金型の継目に大きな荷重が加われば、AEセンサがこの境界面から発生した弾性波を捉えていることを意味している。言い換えると、製品の生産時に使用している金型に亀裂が発生し、その箇所に荷重が加わるとAEセンサで金型故障の検出が可能であることを示している。このように、金型に継目が存在するだけでは、パンチ荷重に大きな変化は現れないと考えられるが、AEセンサでは大きな電圧信号として捉えることができる特徴がある。

2つ目として、金型の摩耗量が増加すると図9(b)のように、AE電圧波形全体にパルス波形が徐々に目立つことがわかった。本試験では、擬似的な金型故障を再現するため、人手による摩耗加工を実施している。そのため、摩耗量約0.6gの金型は0gと比較して、削った加工部分の表面が粗い。図8の製品側面の縦筋はこの影響を示している。よって、表面が粗い金型で深絞り加工を実施した結果、金属の弾性波が増加したのではないかと推測できる。すなわち、これはプレス回数が増加し金型の

表面粗さが増加すれば、AEセンサでこの現象を検出できる可能性があることを示唆している。

このようにAEセンサは荷重センサと異なった特徴があり、それぞれ異なる長所を有していることがわかる。

4. まとめ

本年度は金型故障の原因として主に摩耗に着目し、その検出手段としてAEセンサを用いて試験を実施した。

AEセンサは金属の弾性波を検出するため、プレス条件によってはパンチ荷重に現れた塑性加工現象を適確に捕捉できない問題点も存在することがわかった。しかし一連の試験を通じて、金型の継目(亀裂)など、金型に弾性波が発生する環境では、たとえパンチ荷重に大きな変化が現れなくても、その塑性加工現象をAE電圧の変化で確認することが可能である。

今後、県内企業のプレス機の工程監視システムを想定し、連続深絞り試験機を用いてプレス回数を増加させた場合のAE電圧の長期的なトレンドを把握する。さらに、実際に機械部品を生産している現場での実機評価試験を通じて、プレス金型の故障診断手法の研究開発を引続き継続していく予定である。

【参考文献】

- 1) 横山ら, 岐阜県工業技術研究所研究報告 第6号, pp5-7, 2018
- 2) 大澤, わかる&使える統計学用語, pp283-284,305

プレス金型の故障診断手法の確立（第4報）

— 加速度データの解析 —

松原 早苗、横山 貴広

The establishment of failure diagnosis system for die (IV)

- Acceleration data analysis -

Sanae Matsubara and Takahiro Yokoyama

本研究では、県内製造業の中核を担っているプレス加工企業を支援することを目的に、プレス機や金型にセンサを取り付け、そのセンサデータを解析することで、早期に加工異常を検知する技術の開発を目指している。本年度は、パンチによる打ち抜き工程における金型の摩耗や損傷を評価するため、新品のパンチを装着した金型に加速度センサとひずみゲージを取り付け、加工品にバリが発生するまで、また、金型が破損するまでの連続的なセンサデータを取得し、解析を行った。その結果、パンチの摩耗と金型破損により発生する加速度の波形の変化と現象について考察したので報告する。

1. はじめに

金型を用いるプレス加工は、加工速度が速く、大量生産に向くため、自動車や家電をはじめとして、広く使用され、県内製造業でも多く行われている。プレス加工は、高速に大量の製品を生産できる反面、金型に異常が発生すると大量に不良品を生成してしまう課題がある。そのため、現在、金型の異常を検出する方法として、加工品の抜き取り検査を行い、バリやキズなどを発見した場合、金型が摩耗した、損傷したと判断する方法や、ショット数を管理し定期的にメンテナンスする方法がとられている。しかし、抜き取り検査では、製品の不良を発見するまでの間、大量に不良品を生成してしまう問題がある。また、定期メンテナンスでは、メンテナンスにかかるコストが大きいため、不良を発生しない範囲の限界まで加工したいとの要望がある。そして、金型が亀裂等により破損する場合は、発生が予測できず事後対応となり、他の金型や機械へ損傷を与えることや、予定外の復旧作業を要することなど大きな損害につながる。そのため、金型の摩耗、損傷等の状態を、稼働中にリアルタイムに取得、可視化し、異常の発生や予兆を検知する技術が求められている^{1,2)}。

金型の異常としては、金型の摩耗による製品のバリの発生、パンチやダイの欠損、異物混入（主にカス上がり）による圧痕などがある。中でも、不良発生の原因として発生頻度が高いのは、金型の摩耗による加工品のバリ発生である²⁾。

本研究では、プレス機や金型にセンサを取り付け、そのセンサデータを解析することで早期に加工異常を検知する技術の開発を目指す。昨年度は、トリミング工程の金型の摩耗評価を対象に、金型のダイに加速度センサを取り付け、プレス開始から終了までの初期、中期、終期の3段階について100ショットずつスポット的にデータ



(a) 加工品 (b) パンチ穴拡大図
図1 対象とする加工品

を収集、解析し、波形と周波数分布の変化を確認した¹⁾。しかし、スポット的なデータでは、波形の変化の原因がどのような現象に起因するか特定することが困難であった。そこで、本年度は、パンチによる打ち抜き工程を対象に、金型に加速度センサとひずみゲージを取り付け、パンチが新品から、摩耗するまで、また、金型損傷が発生するまでの2種類の連続的なデータを収集し、そのデータの変化と現象について考察したので報告する。

2. 実験

本稿では、トランスファー型を取り付けたクランクプレスを用いて、円筒側面へパンチにより打ち抜く工程を対象に実験を行った。加工品を図1に示す。金型に加速度センサとひずみゲージを取り付け、金型破損と、パンチの摩耗の2種類の異常に関するデータを取得した。サイクルタイムは約3秒であり、1ショットのデータは、下死点を基準に-0.5秒の時点から1秒取得した。データの収集開始は、パンチの新品への交換時とし、終了は異常発生時とした。データ数は、金型破損に関するデータが28,544ショット、パンチの摩耗に関するデータが

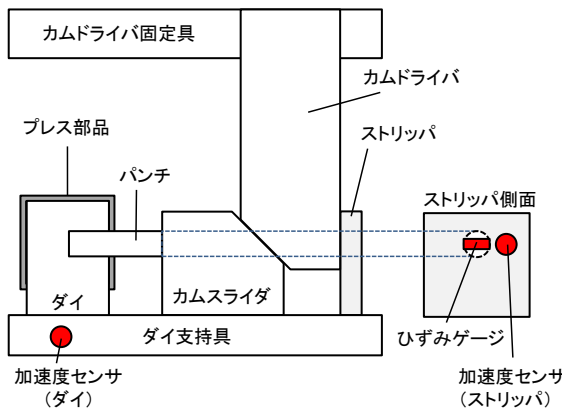


図2 金型略図とセンサの取り付け位置

147,178 ショットである。金型の概略図を図2に示す。
加工時に、パンチの材料への接触、材料の変形・抜き、パンチの離脱等の工程により、金型に発生する振動が、パンチの摩耗や金型破損の影響により変化すると考え、金型に加速度センサを取り付けた。パンチの摩耗は、パンチのスライド方向に垂直な面で振動の変化が表れると考え、1つ目の加速度センサを図2に示すストリップの位置に取り付けた。また、加工品にバリが発生した際は、加工品が取り付けられた金型の振動が大きくなると考え、図2に示すダイに近い位置に、2つ目の加速度センサを取り付けた。加速度センサは、ダイ、ストリップ共に、PCB 社製の Model No.352C65 を使用し、専用のマグネット式の治具で設置した。サンプリング間隔は 10 μ sec とし、1 ショットのデータは、サンプリング点数は 100,000 点とした。以降、加速度センサにて取得したデータを加速度データと呼ぶ。

ひずみゲージは、金型にかかるひずみの変化をみるため、また、金型に加わる力と振動の発生タイミングの対応付けを行うため、図2に示すストリップに貼り付け、金型のひずみの測定を行った。ひずみゲージは、(株)共和電業製 KFGS-10-120-C1 を用いた。サンプリング間隔は 20 μ sec とし、1 ショットのデータは、サンプリング点数は 50,000 点とした。以降、ひずみゲージにて取得したデータをひずみデータと呼ぶ。

2 つの加速度センサとひずみゲージは、ひとつのデータロガー(株)キーエンス製 NR-600 を用い、同期をとり取得した。

3. 実験結果と考察

プレス加工中の加速度データ、ひずみデータから、金型の状態を判断するためには、加工工程と発生する加速度データ、ひずみデータの関係を知る必要がある。本報告の工程は、①ワークにパンチが接触、②ワークの破断、抜き、③カムドライバが最下点、④パンチがワーク内面から離脱、⑤パンチがワークから離脱という工程で構成

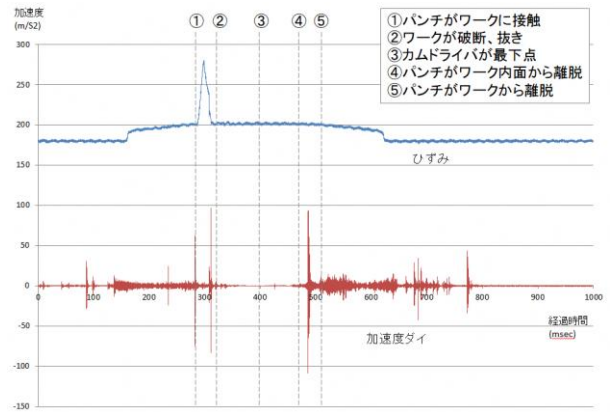


図3 N=10,000における加速度データ(ダイ)、ひずみデータと工程のタイミング

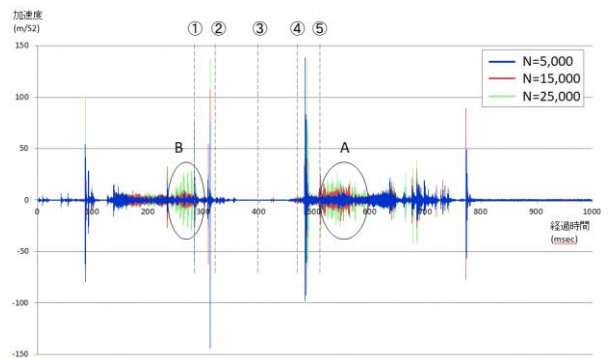


図4 加速度データ(ダイ)

される。ダイ側の加速度データとひずみデータ、そして、工程①から⑤のタイミングを図3に示す。

3. 1 金型の亀裂による破損

パンチ交換から 28,544 ショット目で、パンチの摩耗でなく、カムドライバを固定する金型に亀裂が入り、破損したケースのデータについて解析を行った。ダイ側の加速度データのショット数 N=5,000、15,000、25,000 の波形を図4に示す。

図4のAの箇所は、ショット数の増加に伴い振動が大きくなっている。Aの箇所は、⑤パンチがワークから離脱した直後のタイミングである。①から⑤の加工中パンチは、ワークと一体になっており、ダイでも固定されているが、パンチがワークから離れる⑤以降では、カムドライバを固定している金型の亀裂により、パンチがぐらつき、振動が大きくなったと考えられる。Bの箇所は、N=25,000で波形が大きく表れた。Bの箇所は、①パンチがワークに接触する直前のタイミングである。カムドライバの固定金型の亀裂が大きくなり、大きくぐらつくパンチが、①以降にワークやダイに接触することによりパンチが固定され、振動が安定したと考えられる。

このカムドライバを固定する金型の亀裂発生ケースでは、ショット数の増加に伴い、ダイの振動が大きくなる傾向がみられた。そのため、得られる加速度データか

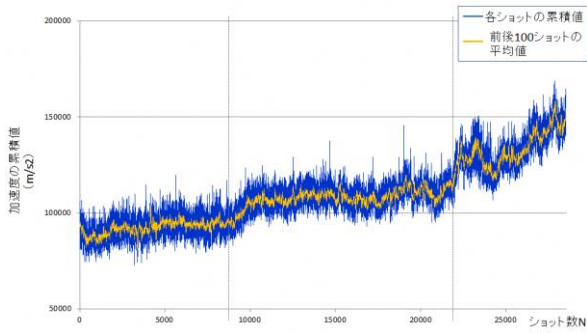


図5 ショット数に対する
加速度データ（ダイ）の累積値

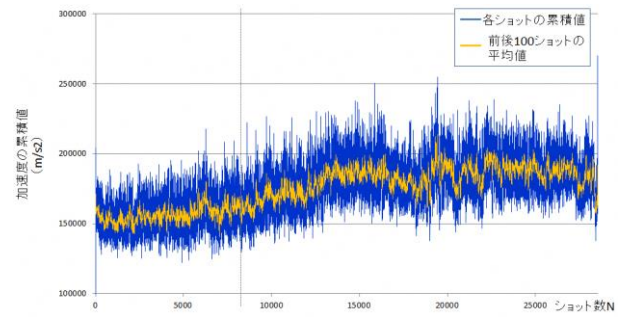


図7 ショット数に対する
加速度データ（ストリッパ）の累積値

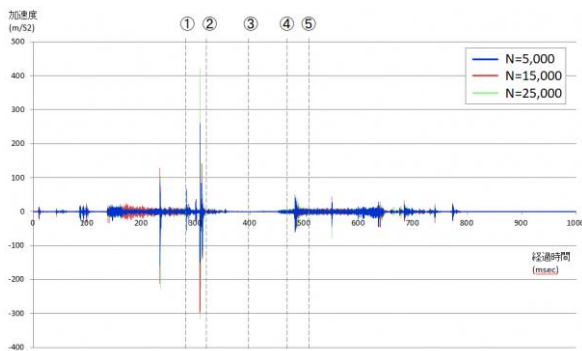


図6 加速度データ（ストリッパ）

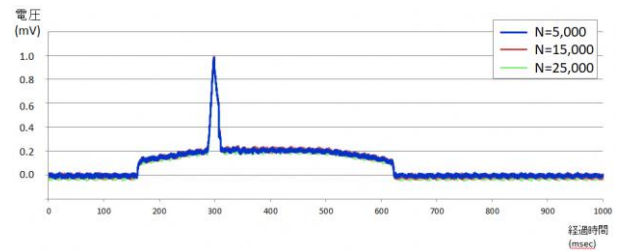


図8 ひずみデータ

ら今回の異常の判断を行うためには、累積値が有効だと考えられる。図5に、横軸をショット数、縦軸を加速度データの累積値とし、プロットした結果を示す。累積値が、N=8,000 辺りから大きくなり、その後一定になるが、N=22,000 辺りから急激に大きくなり、その後も大きく続けた。累積値の変化より、N=8,000 辺りで金型に亀裂が入り、しばらく状態が維持されたが、N=22,000 辺りにて亀裂が深くなり、その後徐々に進行し、N=28,542 にて金型が割れ、破損したと推測される。ダイ側の加速度データの累積値の変化に、完全に金型が割れ破損する前の亀裂の発生、進行状態、つまり異常の兆候が表れていると考えられる。

ストリッパ側の加速度データを図6に示す。また、横軸をショット数、縦軸を累積値とした結果を図7に示す。N=8,000 辺りから、小さな変化はみられるが、その後は大きな変化はみられなかった。パンチのぐらつきの方向とセンサの取り付け方向に関係があるのではないかと考える。異常に対し、適したセンサの取り付け位置や方向があると考えられる。

次に、N=5,000、15,000、25,000におけるひずみデータを図8に示す。ショット数の増加に伴うひずみデータ変化はみられなかった。しかし、ひずみデータと加速度データとが同期のとれているため、ひずみデータからパンチの接触や、ワークの破断、パンチの離脱といった工

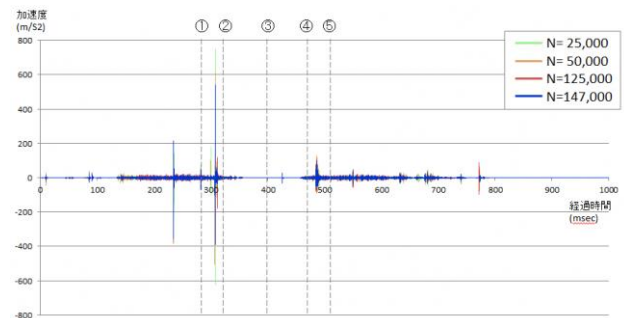


図9 加速度データ（ストリッパ）

程の正確なタイミングを取り出し、加速度データと対応付けることができた。

3.2 パンチの摩耗

パンチ交換から、N=147,000 辺りの加工品を抜き取り、目視検査にてバリ発生が発見され、パンチが摩耗したと判断したケースのデータについて解析を行った。

ストリッパ側の加速度データ N=25,000、50,000、125,000、147,000 の波形を図9に示す。3.2節の金型破損のケースとは異なり、摩耗は波形全体では、大きな変化はみられなかった。図10に、横軸をショット数、縦軸を累積値とした結果を示す。図より、機械が長時間停止した N=85,000 辺りでは変化がみられた。再開時に振動が小さくなる傾向がみられるが、ショット数の増加に伴い一定になっており、摩耗の影響ではないと考えられる。

摩耗は小さな変化であるため、波形全体では変化が埋もれている可能性がある。そこで、①パンチがワークに

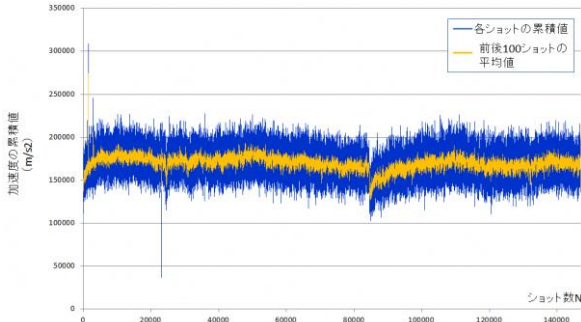


図10 ショット数に対する
加速度データ（ストリップ）の累積値

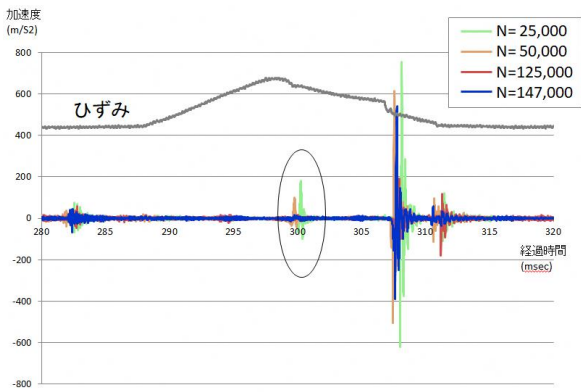


図11 破断前後の区間における加速度データ
（ストリップ）

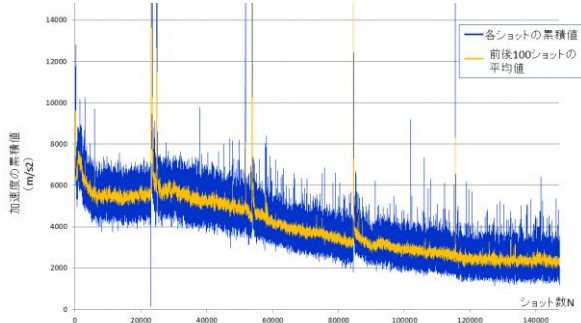


図12 破断直前直後の区間における加速度データ
（ストリップ）の累積値

接触し、②ワークが破断、抜きが終わるまでの区間における N=25,000、50,000、125,000、147,000 の加速度データとひずみデータを図 11 に示す。図 11 中の丸の箇所における加速度の振幅が、ショット数が増加するにつれ小さくなっている。タイミングはひずみのデータより、破断直後とわかる。ショット数を横軸、ワークの直前直後である経過時間が 295~305msec の区間における加速度データの累積値を縦軸とした結果を、図 12 に示す。ショット数が増えるに従い、破断後の振動は小さくなる傾向が得られた。N=23,000、50,000、85,000、115,000 辺りにおいて値が大きくなっている。これは、機械の長時間停止後、再開時のタイミングと一致しており、再開直後

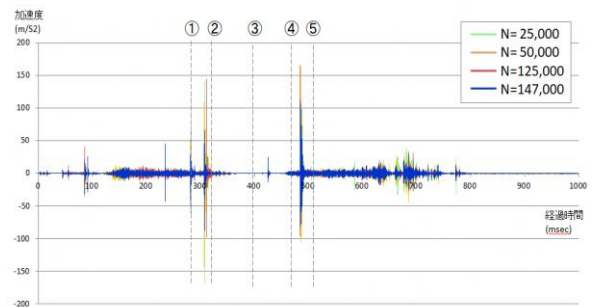


図13 加速度データ（ダイ）

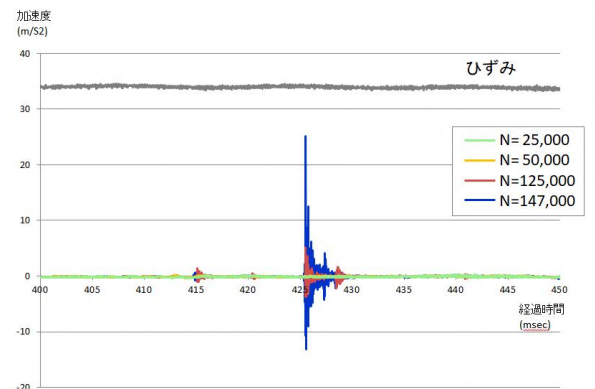


図14 パンチをワークから引き抜く区間における
加速度データ（ダイ）

は振動が不安定であることがわかる。その点を除いては、徐々に振動が小さくなっている。これは、パンチが摩耗することにより、破断時の材料の厚さが薄くなり、破断直後の振動が小さくなるのではないかと推測する。

次に、N=25,000、50,000、125,000、147,000 におけるダイ側の加速度データを図 13 に示す。ストリップ側の加速度データと同様に、摩耗は波形全体では、大きな変化はみられなかった。ショット数と累積値においても変化はみられなかった。摩耗による変化は小さいため、ストリップ側の加速度データの解析と同様、①パンチがワークに接触し、②抜き加工が終わるまでの区間の波形、累積値について評価したが、ショット数の増加との関係は表れなかった。

③カムドライバが最下点から④パンチのワーク内面からの離脱の区間、つまり、パンチをワークから引き抜く区間における N=25,000、50,000、125,000、147,000 の加速度データを図 14 に示す。ショット数が増えるほど振動が大きくなっている。図 15 に、横軸をショット数、縦軸を③から④の区間における累積値とした結果を示す。ショット数の増加に伴い、累積値が大きくなっている。図よりパンチ穴断面にバリが発生し、また、パンチの摩耗により穴径が小さくなることで、パンチを引き抜く際に引っかかる振動が発生したと考えられる。どちらも、摩耗による振動と考える。

ひずみについては、金型の亀裂による破損の際と同様、

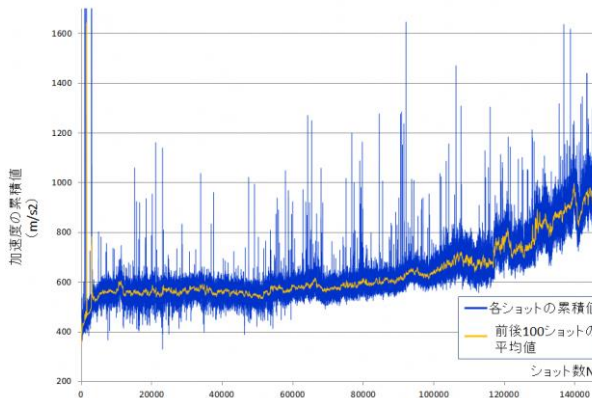


図15 パンチをワークから引き抜く区間における加速度データ(ダイ)の累積値

ショット数の増加との関係はみられなかった。

図16に、(a)N=27,000、(b)N=85,000、(c)N=120,000、(d)N=147,000 辺りにおける加工品の破断面の写真を示す。ショット数の経過と共に破断面が荒れていることがわかる。図16(d)N=147,000においては、バリが発生していることがわかる。これらの状態は、図15のN=85,000 辺りより、パンチをワークから引き抜く区間の加速度データの累積値が大きくなっている傾向に対応している。

ストリッパ側の加速度データについては、波形全体に対しての累積値において大きな変化はみられなかったが、破断直後の区間で、ショット数の増加により、振動が小さくなる傾向がみられた。また、ダイ側の加速度データは、ストリッパ側と同様、波形全体では摩耗による変化がみられなかったが、パンチを引き抜く区間において、ショット数の増加により、振動が大きくなる傾向がみられた。

4. まとめ

本年度は、プレス加工のパンチによる打ち抜き工程におけるパンチの摩耗と金型損傷の異常を、加速度センサ、ひずみゲージのセンサデータから判断できるかを評価するための解析を行った。その結果、カムドライバを固定する金型が亀裂により破損したケースにおいては、亀裂の発生、進行が、ダイ側の加速度データの累積値の変化として表れた。パンチの摩耗による変化は、ストリッパ側の加速度データにおいて、破断直後の区間で、ショッ

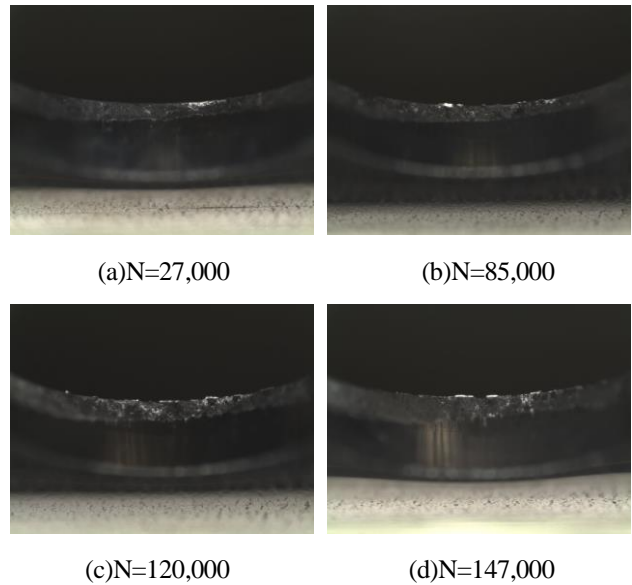


図16 破断面

ト数の増加により、振動が小さくなる傾向がみられた。また、ダイ側の加速度データは、パンチを引き抜く区間において、ショット数の増加により、振動が大きくなる傾向がみられた。ひずみのデータは、金型破損、パンチ摩耗のどちらにおいても大きな変化はみられなかった。

今後は、引き続き連続的にパンチによる打ち抜き工程のデータ収集、解析を行い、再現性確認の実験を行うとともに、AE(アコースティックエミッション)や力センサ等の他のセンサについても検討する。そして、センサデータから金型の摩耗や破損等の異常検知、予測を行うシステムの開発を進める。

【謝 辞】

本研究を進めるにあたり、データ収集においてご協力を頂きました株式会社加藤製作所様に深く感謝致します。

【参考文献】

- 1) 松原,岐阜県工業技術研究所研究報告 第6号, pp8-10,2018
- 2) 西本ら, 第11回アコースティックエミッション総合コンファレンス論文集, pp.195-198,1997

刃物切れ味試験機の試験精度向上に関する開発研究（第2報）

田中 泰斗、松原 早苗

Studies about improvement of test accuracy for cutlery tester (II)

Taito Tanaka and Sanae Matsubara

切れ味試験では温度や湿度の変化によって結果が変動するとされているが、具体的な影響を検討した事例はない。本報告では異なる温湿度環境で切れ味試験を行い、試験環境が切れ味試験結果に及ぼす影響を評価した。切れ味試験を行う試験環境の湿度が高いほど切れ味の値は大きく計測され、30%RH から70%RH の湿度変化により最大で20%以上の差が認められた。また、周囲温度が低い環境では、切断荷重が減少するとともに荷重のばらつきも大きくなる傾向が認められた。湿度変化は被削材の強度に、温度変化は主に切断荷重の変化に影響を及ぼしていると考えられ、これらが複合して切れ味に変化を及ぼしていることが予想された。実験の結果、切れ味試験の精度や再現性には、温湿度環境が大きく影響することを確認できた。

1. はじめに

岐阜県の刃物産業は全国1位のシェアを占めており、世界でも有数の刃物生産地となっている。しかし、県内刃物産業事業所数は、小規模事業所を中心に大幅に減少しており、本県刃物産業には製品の高品質化や生産工程の効率化などの取り組みが求められている。

このような背景のもと、当所では刃物の切れ味を定量的に評価する新たな切れ味試験機（以下、切れ味試験機）の開発に取り組んでおり¹⁻³⁾、その実用化ならびに普及に向け、試験方法の標準化のための研究を進めている。

紙の強度が、湿度により変化することは広く知られている。一般に引張り強さには、低湿度の領域で最大となり、高湿度になるにつれ強度が低下することが知られている。また、引裂き強さ、伸び、耐折強さについては相対湿度の上昇に伴い強度が向上することが知られている⁴⁾。このことは、切れ味試験機で使用する被削材の強度が湿度により変化し切れ味試験結果に影響を及ぼすことを意味する。

また、切れ味試験機では、ガイド機構と重錘を用いた機構によって、試験刃物に一定の切断荷重を付与する方法を採用している。ガイドで発生する摩擦抵抗は温度により変化するため、紙の強度同様に切れ味試験の結果に影響を及ぼすと考えられる。

そこで本年度は、異なる温湿度環境において切れ味試験を行い、試験環境が切れ味試験結果に及ぼす影響について評価を行った。

2. 実験方法

2.1 温湿度条件

一般に紙の水分は、空気の循環が良い環境において4時間程度で平衡状態に達するとされている。被削材は紙を積層して作成していることから、平衡状態に達するためには、これより長時間を要すると考えられるため、被

削材及び試験機本体を7時間以上さらした後に切れ味試験を行うこととした。

切れ味試験の温湿度条件は、JIS P8111 において定められた紙の標準状態（以後、標準状態）を基準とした。温湿度の調整範囲は、一般的な室内環境を想定し表1に示す条件とした。温湿度環境の調整には、恒温恒湿室（エスペック製 TBE-8H20W6PACK）を使用し、被削材の前処理及び切れ味試験の両方を恒温恒湿室内で行った。なお、紙の平衡水分にはヒステリシスがあり、調湿の順序が被削材の強度に影響を及ぼすことが考えられるが、本研究において評価の対象とする、温湿度による切れ味の変化は、紙の物性以外の複数の要因の影響を受けると考えられることからヒステリシスの影響は無視した。

2.2 切れ味試験

切れ味試験には、図1に示す半自動の切れ味試験機を使用した。

表1 切れ味試験の温湿度条件

	低	標準	高
温度	15℃	23℃	30℃
湿度	30%RH	50%RH	70%RH

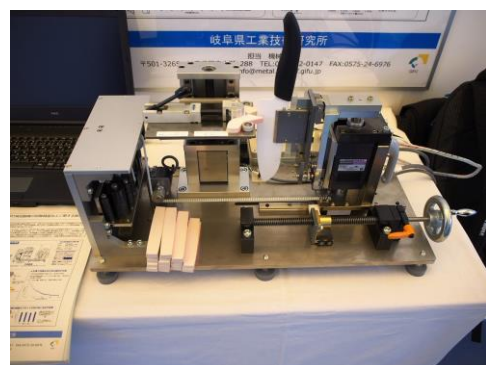


図1 切れ味試験機（半自動機）

被削材には、400枚の紙を積層した、幅約8mm長さ約100mmの短冊状の紙束を使用した。被削材に使用した紙は、クラフトパルプ紙であり、その紙厚は約40 μ mである。切れ味試験に伴う切断動作は、台形速度制御による位置決めとし、切断ストロークを10mmとした。切断動作の平均速度は20mm/secとし、台形速度制御のパラメータとしては切断ストロークの移動時間を0.5sec、加減速時間を0.1secとした。また、試験荷重については、設定切断荷重8.34N(850g)、被削材固定荷重は約64N(約6.5kg)とした。なお、切断荷重は切れ味試験機を標準状態に十分な時間ならした後に設定値となるよう調整した。調整後の切断荷重は8.31Nであった。

一回毎の切れ味試験結果にはばらつきがあるため、50回の切れ味試験を連続して行い、その平均切れ味を評価に用いた。また、切れ味試験は各温湿度条件で2回行った。

2.2.1 試験刃物

試験刃物には耐久性に優れたセラミックス製の Cutter 一刃を使用した。これは、刃物の切れ味や耐久性は一品ごとに異なること、同一の刃物でも部位ごとに切れ味が異なること、切れ味試験を行う度に刃物の切れ味は変化することなどの理由からである。これまで行った切れ味試験の結果から、セラミックス製のCutter一刃は、金属製のCutter一刃と比較して初期切れ味に劣るものの耐久性の面では、数倍の長切れが期待でき、切れ味試験の繰り返しに伴う切れ味の変化を軽減することができる。セラミックス製の刃物においても、切れ味試験初期における切れ味の変化は比較的大きいため、試験の前処理として約1000回の切れ味試験を施し、切れ味の変化を緩やかにした後に温湿度環境を変えて試験を行った。

2.2.2 試験刃物の固定

前報において、切れ味試験の結果は試験刃物の取り付け位置や角度により大きく変化することを示した⁵⁾。また、試験刃物を切れ味試験機に固定し直すことで、試験刃物と被削材が接触する部位が変化することも切れ味試験結果が変化することとなる。このため、試験は試験刃物を切れ味試験機から取り外すことなく行い、被削材と試験刃物の接触部位が常に一定となるよう試験機のアクチュエータを調整し試験を行った。

2.2.3 切断荷重

切れ味試験機では、ガイド機構と重錘を用いた機構によって、試験刃物に一定の切断荷重を付与する方法を採用している。ガイドの潤滑に使用されているグリスなどの油分の粘度は、温度により変化するため、切れ味試験機に取り付けたロードセルにより切断荷重を実測し、温度による変化を観察した。切断荷重の実測値は、恒温恒湿室の送風機から送り出される風や空調機の振動の影響で10~20N程度のばらつきが認められた。このため、50回の荷重測定を連続して行い、その平均を切断荷重として扱うこととした。

3. 結果及び考察

3.1 温度による切断荷重の変化

図2に湿度50%RHにおける周囲温度と平均切断荷重の関係を示す。

周囲温度の上昇に伴い、平均切断荷重は増加する傾向が認められた。荷重の変化は10 $^{\circ}$ Cから23 $^{\circ}$ Cの区間において顕著であり、23 $^{\circ}$ Cと30 $^{\circ}$ Cにおける荷重の差は認められなかった。切断荷重の標準偏差は30 $^{\circ}$ Cにおいて最小となった。これらの結果は、潤滑に使用されているグリスなどの油分の粘度変化に伴いリニアガイドなどの案内機構の摩擦抵抗が変化したためと考えられる。周囲温度10 $^{\circ}$ Cと30 $^{\circ}$ Cにおける平均切断荷重の差は約0.2Nであった。これは、設定した切断荷重の約2.5%に相当し切れ味試験結果に影響を及ぼすものと考えられる。

3.2 湿度による切れ味の変化

図3に湿度と平均切れ味の関係を示す。図3より、湿度の上昇に伴い切れ味が高く計測されていることが分かる。一般的な紙の引張り強度は、相対湿度20%RHから40%RHで最大となり、湿度が高くなるにつれて徐々に低下することが知られている。切れ味試験機では被削材を湾曲させた状態で固定するため、被削材には張力が発生し、高湿度の環境では破断しやすくなると考えられる。切れ味が高く計測された主な要因は、湿度の上昇に伴う紙の引っ張り強度の低下であると考えられる。

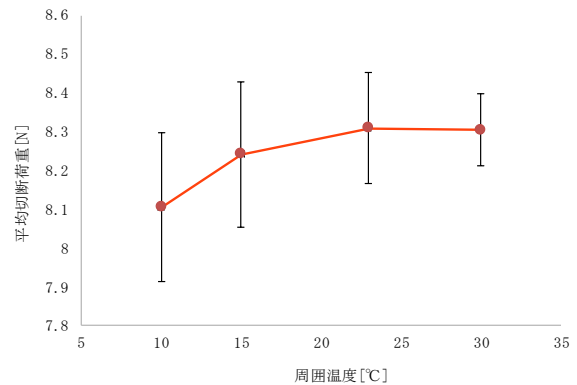


図2 周囲温度と平均切断荷重

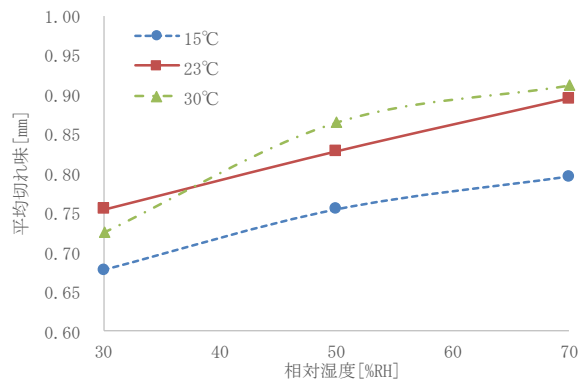


図3 湿度と平均切れ味

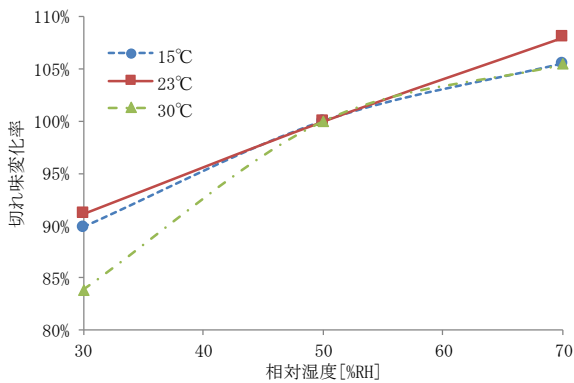


図4 湿度と切れ味変化率

図4に湿度と切れ味変化率の関係を示す。ここで、切れ味変化率は同一の温度環境における50%RHの時の切れ味を基準とした、30%RHまたは70%RHの切れ味の比率である。図から条件によっては湿度の変化により最大20%程度の切れ味の差が生じていることが分かる。

3.3 周囲温度による切れ味の変化

周囲温度と切れ味の関係を図5に示す。温度の上昇に伴い切れ味が高く計測される傾向が認められた。

周囲温度と切れ味の変化率の関係を図6に示す。変化率は同一の湿度環境における23°Cの時の切れ味を基準とした、15°Cまたは30°Cの切れ味の比率である。図から温度変化により最大10%程度の切れ味の変化が生じたことが分かる。また、15°Cから23°Cにおける切れ味の変化に対して、23°Cから30°Cにおける切れ味の変化は緩やかであることが分かる。このことは、図2に示した温度と平均切断荷重の関係と類似しており、温度による切れ味の変化は、切断荷重の変化による影響が大きいものと考えられる。30%RH、30°Cにおいて切れ味がやや減少している理由は定かではないが、温度変化に伴い被削材に使用した紙に含まれる水分が変化し、紙の強度が変化したことが考えられる。

4. まとめ

切れ味試験の標準化を目的に温湿度環境が切れ味試験結果に及ぼす影響を評価した。

切れ味試験機の平均切断荷重は、周囲温度の上昇に伴い増加し、10°Cから23°Cにおける変化が顕著であった。切れ味試験結果は、湿度の上昇に伴い大きく計測される傾向が認められ、30%RHから70%RHの湿度変化により最大20%程度の差が生じた。また、周囲温度の上昇によっても切れ味試験結果が大きく計測される傾向が認められ、15°Cから30°Cの温度変化により最大10%程度の差が生じた。湿度変化は被削材の強度に影響を及ぼし、温度変化は主に切断荷重の変化に影響を及ぼしていると考えられ、これらが複合して切れ味試験結果に影響を及ぼすと考えられる。

温湿度環境が切れ味試験に影響を及ぼすことについて

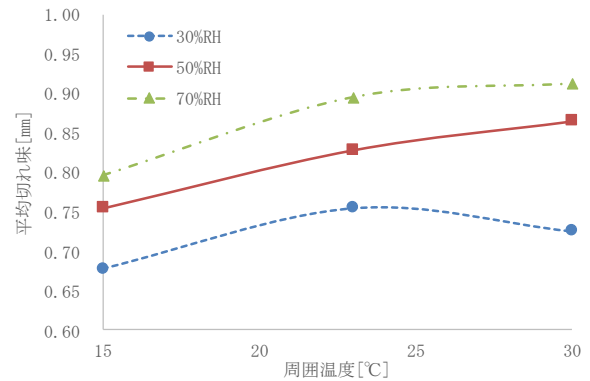


図5 周囲温度と切れ味

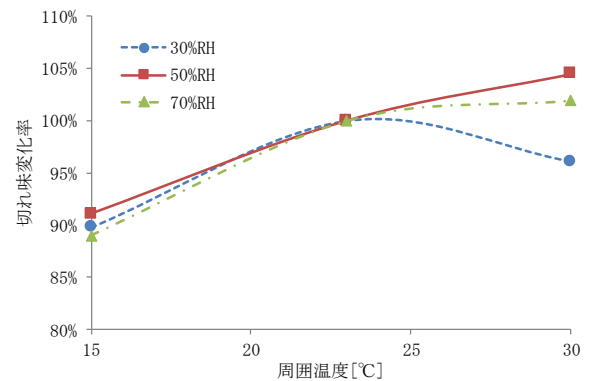


図6 周囲温度と切れ味変化率

は、本多式切れ味試験機を保有する県内外の企業からもしばしば聞くことではあったが、その影響は定かではなかった。本研究により、切れ味試験の精度や再現性において、温湿度環境の整備が非常に重要であることが改めて明らかとなった。

今後は、これまでの研究結果をもとに標準的な試験方法を取りまとめ、開発した切れ味試験機による試験方法の普及を図る予定である。

【謝 辞】

本研究の遂行にあたり、各種治具の設計製作並びに試験機制作・自動化にご協力いただきました(株)丸富精工様に深く感謝いたします。

【参考文献】

- 1) 田中ら, 岐阜県工業技術研究所研究報告 第3号, pp1-pp4, 2015
- 2) 田中ら, 岐阜県工業技術研究所研究報告 第4号, pp3-pp8, 2016
- 3) 田中ら, 岐阜県工業技術研究所研究報告 第5号, pp5-pp8, 2017
- 4) 武ら, 紙パ技協誌 第18巻第4号, pp19-pp23, 1964
- 5) 田中ら, 岐阜県工業技術研究所研究報告 第6号, pp11-pp14, 2018

精密測定信頼性評価に関する研究 (第2報)

丹羽 孝晴、田中 泰斗

Study on accuracy and reliability of measurement (II)

Takaharu Niwa and Taito Tanaka

三次元測定機においては、スタイラス形状、プロービング方法、測定力、測定速度などの条件を測定に応じて選択する。その選択においては、測定結果に影響を与える測定条件や測定戦略の因子とその影響の大きさを正確に把握することは簡単ではなく、測定者の経験や感覚に基づいて測定が行われる場合も多い。

本研究では、加工ワークの穴径測定と真円度測定を対象として、スタイラス球径の違いで測定値の差が出るのがわかり、その要因は、穴径の大きさとスタイラス球径の関係ではなく、表面粗さとスタイラス球径の関係であることが確認できた。

1. はじめに

当県の平成 29 年の製造業における金属製品製造業及び輸送用機械器具製造業の割合は約 27%を占めており¹⁾、本県を代表する産業となっている。近年の金属製品や輸送用機械器具部品の製造においては、製品の高性能化のため、寸法のみならず多くの幾何公差が指示されており、評価方法も高度化している。

品質評価項目の一つである寸法や幾何公差の測定においては、測定機器や測定条件、測定戦略（測定手順等）により結果が変動することが知られている²⁾。これらの測定に広く用いられている三次元測定機においては、スタイラス形状、測定力、プロービング方法、測定速度等の測定条件を適切に選択する必要があるが、操作者の経験や各事業所の品質管理の規格に基づいて選択されており、測定結果に影響を与える条件や因子が適切に把握されていない場合がある。前報³⁾では、スキニング測定時の速度は結果に大きな影響を与えていることがわかった。また、測定経路によっても結果への影響が違っていることも確認できた。

ブロック材や板材などのワークに穴加工することは数多くあるが、その大きさや形状などにより真円度測定器で真円度を測定することが難しいことも多い。三次元測定機では、真円度測定もできるほか、位置測定や平面度などといったその他の項目もあわせて測定することができるため、三次元測定機を利用することが多い。

本研究では、三次元測定機による、穴径と真円度を測定し、スタイラス径及びワークの表面粗さが測定結果に及ぼす影響を評価した。

2. 実験内容

2.1 三次元測定機

実験には、カールツァイス製 PRISMO ULTRA 9/13/7 (図 1) を使用した。主な仕様を表 1 に示す。三次元測定機の設置環境は 20±1℃、湿度 50±5%の恒温恒湿室内



図 1 三次元測定機

表 1 三次元測定機の仕様

三次元測定機	PRISMO ULTRA 9/13/7 (カールツァイス製)
測定範囲	X 軸 900mm, Y 軸 1,300mm Z 軸 650mm
最大許容指示誤差	MPE _p : 0.6μm MPE _{THP} : 1.5μm
プローブ	VAST GOLD

である。

2.2 測定条件

本研究では、ポイント測定とスキニング測定を実施した。ポイント測定では測定点数を 8、12、36、72、90、120、180、360 と変化させた。スキニング測定では、速度 1mm/sec、測定ピッチ 0.1mm で測定することにした。測定力は、ポイント測定、スキニング測定ともに 200mN とした。測定には φ1.5mm、φ2mm、φ3mm、φ5mm、φ8mm (穴径 φ8mm では測定不可) の球径のスタイラスを使用した。

2.3 測定対象

本研究では、樹脂ブロック (100mm×100mm) を使用して、φ8mm、φ12mm、φ16.5mm、φ20mm で穴加工し

たワーク（図2）を作製し、穴径と真円度を測定、結果を検証した。作製したワーク以外にも、検査・校正用治具であるリングゲージのφ40mm、φ50mmを用意し、同様の測定を実施した。



図2 測定対象

2. 4 表面粗さの測定

表面粗さの測定には、(株)キーエンス製レーザー顕微鏡システム VK9700/9710（図3）を使用した。主な仕様を表2に示す。加工ワークの材質が樹脂で、接触式の粗さ測定機では、測定時に表面が削れるなどの影響を受ける恐れがあるため、非接触式で表面粗さ測定ができるレーザー顕微鏡を選択した。



図3 レーザー顕微鏡システム

表2 レーザー顕微鏡システムの仕様

測定機	VK9700/9710 ((株)キーエンス製)
表示分解能	0.001μm
深さ測定範囲	7mm
対物レンズ倍率	20x

3. 結果及び考察

3. 1 穴径とスタイラス球径の関係

作製した穴径φ8mm、φ12mm、φ16.5mm、φ20mmとリングゲージφ40mm、φ50mmで、ポイント測定をした径測定の結果を図4~9に、真円度の結果を図10~15に示す。

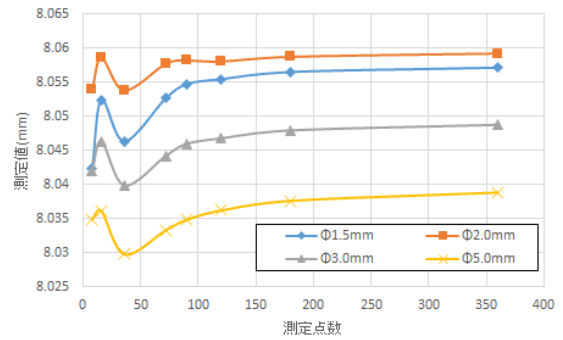


図4 穴径測定結果 φ8mm（加工ワーク）

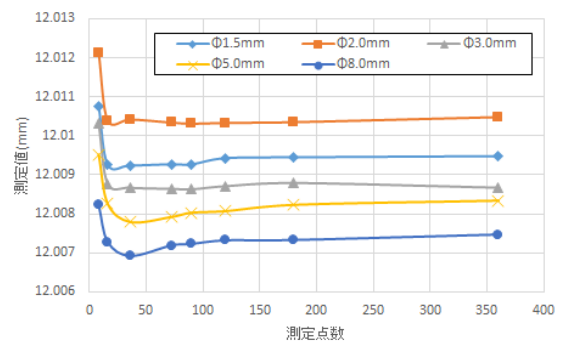


図5 穴径測定結果 φ12mm（加工ワーク）

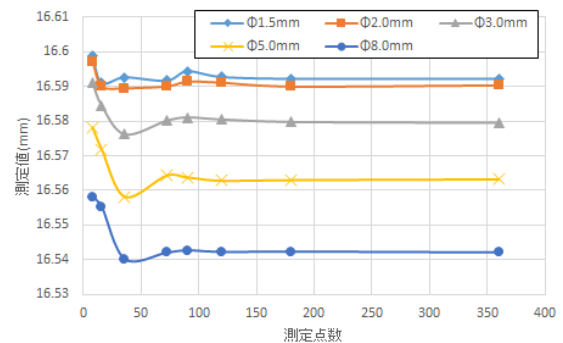


図6 穴径測定結果 φ16.5mm（加工ワーク）

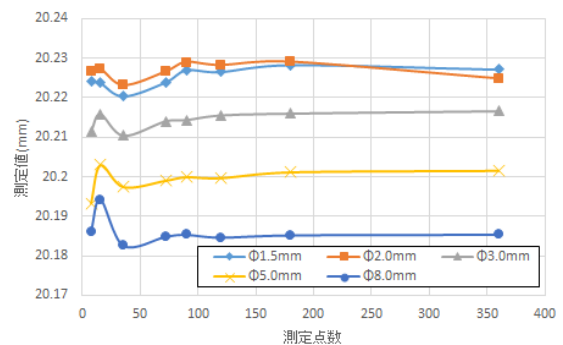


図7 穴径測定結果 φ20mm（加工ワーク）

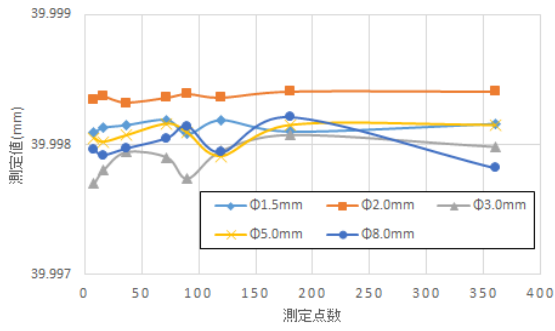


図8 穴径測定結果 φ40mm (リングゲージ)

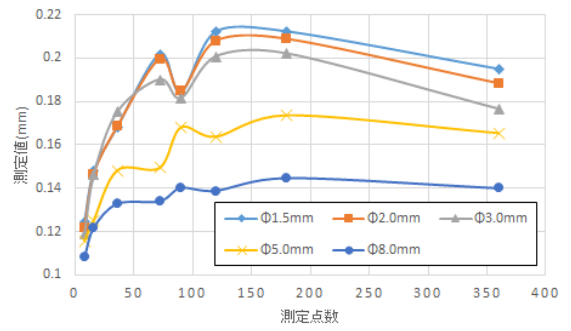


図12 真円度測定結果 φ16.5mm (加工ワーク)

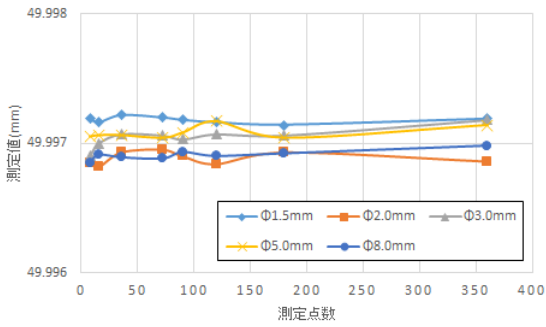


図9 穴径測定結果 φ50mm (リングゲージ)

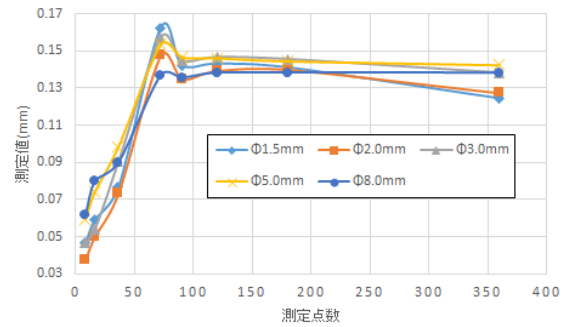


図13 真円度測定結果 φ20mm (加工ワーク)

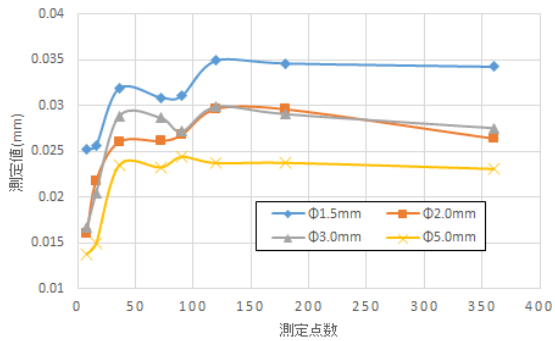


図10 真円度測定結果 φ8mm (加工ワーク)

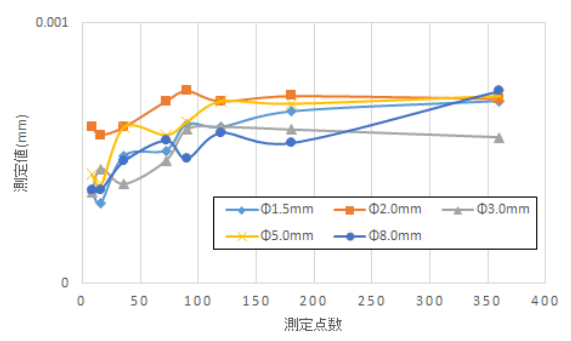


図14 真円度測定結果 φ40mm (リングゲージ)

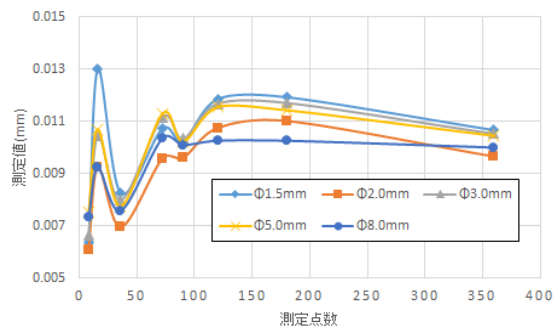


図11 真円度測定結果 φ12mm (加工ワーク)

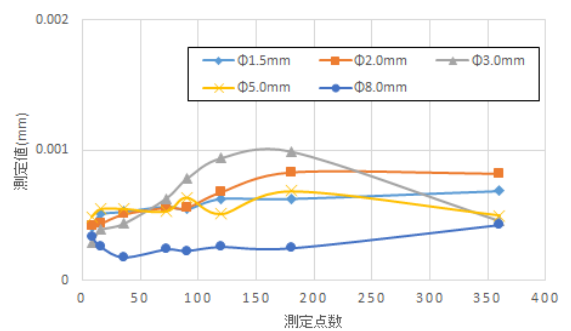


図15 真円度測定結果 φ50mm (リングゲージ)

穴径、真円度ともに、使用したスタイラス球径ごとに値が異なっている。また、同じスタイラス球径でも、測定点数もよって結果のばらつきがあるが、スタイラス球径ごとにみていくと、測定点数が120点以上で結果が収束していることが分かる。スタイラス球径が大きいほど穴径の測定結果は小さくなる傾向があり、真円度の測定結果についてもスタイラス球径が大きいほど小さくなる傾向が確認できた。リングゲージの測定結果では、スタイラス球径、径の大きさ、測定点数にかかわらず、径の差は2 μm 以内、真円度の差も2 μm 以内の測定結果と安定した結果となっており、スタイラス球径の違いによる穴径の測定結果の差は、加工ワークのみで発生していることがわかる。

3.2 ポイント測定とスキヤニング測定との比較

120点のポイント測定結果と、スキヤニング測定結果との比較を図16~23に示す。

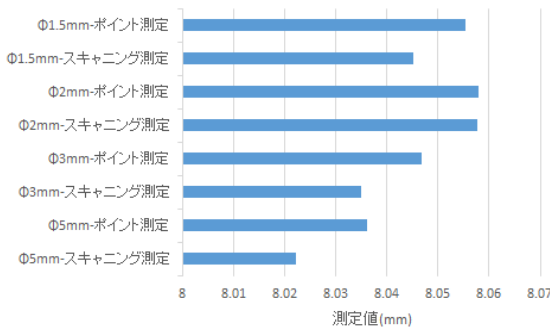


図16 穴径測定結果 φ8mm (加工ワーク)

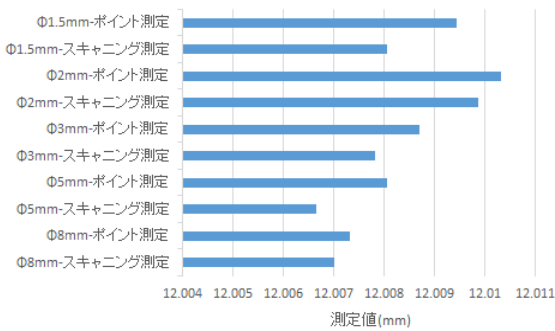


図17 穴径測定結果 φ12mm (加工ワーク)

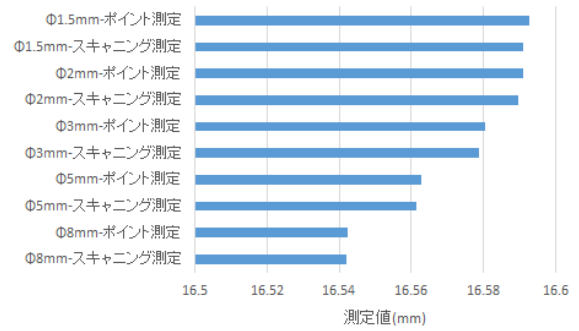


図18 穴径測定結果 φ16.5mm (加工ワーク)

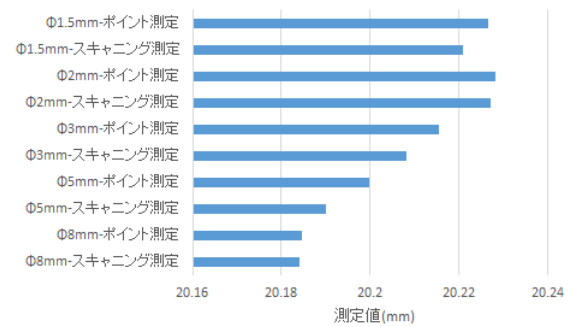


図19 穴径測定結果 φ20mm (加工ワーク)

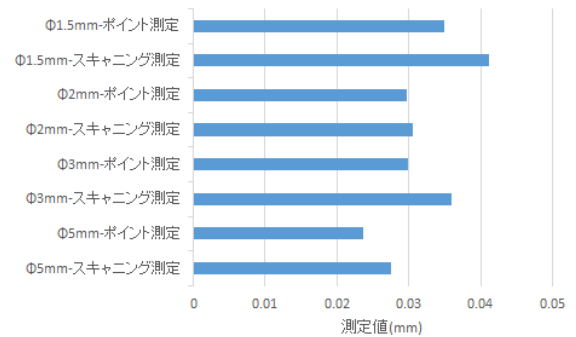


図20 真円度測定結果 φ8mm (加工ワーク)

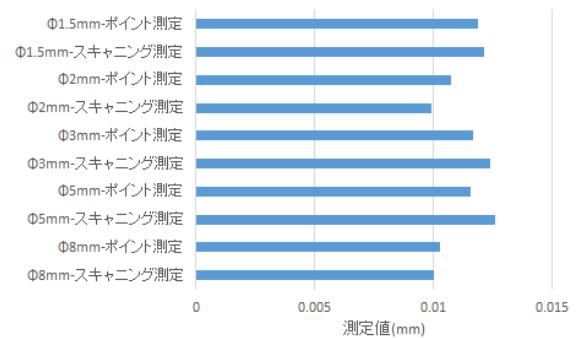


図21 真円度測定結果 φ12mm (加工ワーク)

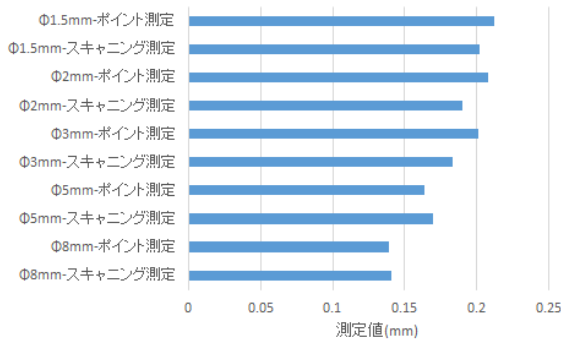


図2-2 真円度測定結果 φ16.5mm (加工ワーク)

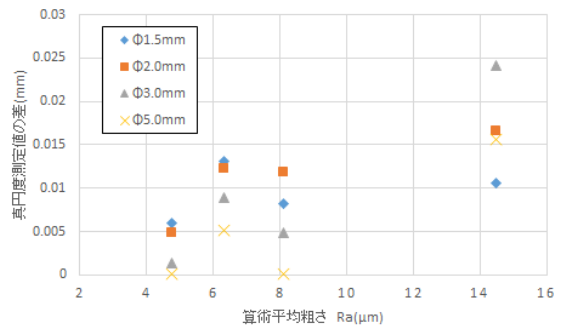


図2-5 真円度測定結果の差

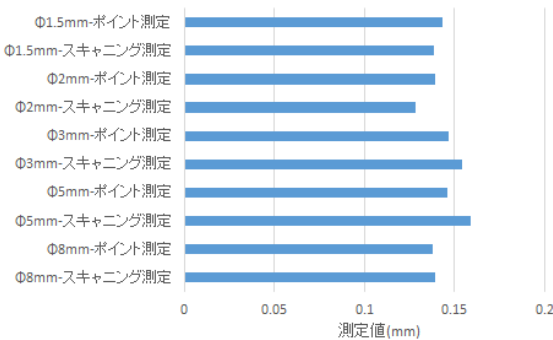


図2-3 真円度測定結果 φ20mm (加工ワーク)

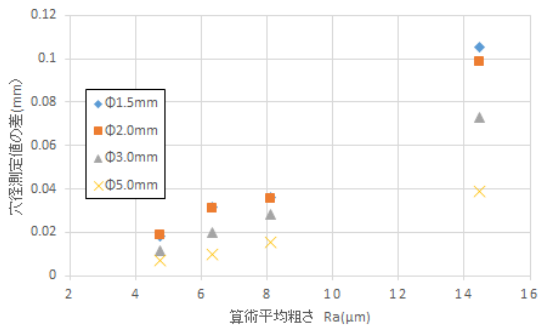


図2-4 穴径測定結果の差

スキャニング測定とポイント測定の結果は、すべての測定において、おおむね同じ値となった。このことから、スタイラス球径、穴径の大きさにかかわらず、ポイント測定はスキャニング測定に置き換えることが可能だと判断することができる。

3.3 表面粗さと測定値の関係

図24、25に、ワーク加工面の表面粗さと、穴径、真円度の測定結果の関係を示す。測定にはφ20mmで表面粗さの異なる加工ワークを使用し、スキャニング測定に

より行った。穴径、真円度の測定値の差は、球径φ8mmのスタイラスによる結果を基にして、他の球径のスタイラスによる結果を示したものである。

穴径測定結果、真円度測定結果も、表面粗さの値が大きいほど、スタイラス球径が小さいほど測定値の差が大きくなるのがわかる。径測定値の差では最大100μm程度、真円度測定値の差では最大24μm程度となり、径測定値のほうがより表面粗さの影響を受けていることがわかる。なお、リングゲージの表面粗さはφ40mmでRa0.045μm、φ50mmでRa0.035μmとなり、穴径測定の差と真円度測定の差は、1.5μm以内の測定値の差で、測定機仕様のMPE_{THP}を満たしているため、スタイラス球径の違いによる影響がないと言える。そのため、表面粗さの値が小さいほど、スタイラス球径の違いによる測定値の差は出ないということが確認できた。

4. まとめ

本研究では、加工ワークの穴径測定、真円度測定について、スタイラス球径によって値にばらつきが出ていることを確認できた。その要因は加工ワークの穴径の大きさに関係がなく、表面粗さが影響していることが確認できた。

精度を指示する図面を作成する場合は、相応の粗さ指示や加工ができる形状であることが必要であり、製作する場合は、加工面の粗さを意識することが重要である。

【参考文献】

- 1) 平成29年工業統計調査結果(確報), 岐阜県
- 2) 木村, 野嶋, 鳥取県産業技術センター研究報告 No.13, pp11-16, 2010
- 3) 丹羽ら, 岐阜県工業技術研究所研究報告 第6号, pp15-18, 2018

アルミダイキャスト部品の高品質・低コスト化を実現する製造技術の開発（第3報）

水谷 予志生、小寺 将也、細野 幸太、新川 真人*

Development of manufacturing technique for aluminum die-casting due to high quality and cost reduction (III)

Yoshiki Mizutani, Masaya Kodera, Kota Hosono and Makoto Niikawa*

非熱処理型の高延性アルミニウムダイキャスト合金の開発を目的とし、ADC6 合金近傍の組成域において、Si と Mg の量を変化させた合金で金型に鋳造し、引張試験による強度測定とマイクロ組織観察を行った。合金成分は、ほぼ純金属ベースの原料を配合し、Cu, Fe, Mn の添加量を固定し、Si および Mg の添加量をそれぞれ約 1~7% の間で変化させた種々の鋳造試験片を作製しており、組織改良剤は添加していない。比較として、アルミニウムダイキャストで広く使用されている ADC12 合金についても同様の試験を行った。本研究で調査した合金組成域では、ADC12 の約 50~90% 程度の引張強度となった。また、伸びについては ADC12 とほぼ同程度の値しか得られず、改善されなかった。今後、微量元素の影響、組織改良剤の影響についての調査が課題である。

1. はじめに

欧米・中国等の国々で自動車に対する燃費規制が年々厳しくなる中、自動車の電動化・車体の軽量化は自動車メーカーにとって喫緊の課題である。排気ガスを減らすために電動化を進めると、電池が重いことから車体の重量増に繋がってしまう。排気ガスの低減、航続距離の増加といった観点から車体の軽量化が強く望まれているものの、衝突安全性を確保しつつ軽量化をしなければならない、という非常に難しい問題に直面する。一部高級車ではオールアルミのものも市販されているが、広く普及させるには製造コストの低減も重要な課題である。一般に、100kg 軽量化すると約 1km/L の燃費向上に繋がると言われており、部材の高強度化による薄肉化、軽量素材への変更等が行われており、さらなる研究開発も盛んに行われている¹⁻⁴⁾。

一方、生産性の高い製造方法で知られるダイキャストは、アルミニウム合金部品を低コストで大量に生産できることから、車体の軽量化に有効であると考えられる。これまでは強度の求められるエンジンブロックやシリンダー等に適用されていたが、近年は靱性も必要な大型の車体部品や足回り部品にも適用されるようになってきた¹⁻⁶⁾。それに伴い、従来のアルミニウムダイキャスト用合金は ADC12 一辺倒であったが、より高延性な素材が求められるようになり、様々な高延性ダイキャスト合金が開発されている⁷⁻¹⁵⁾。一般にアルミニウム合金には、熱処理で機械的特性が向上する熱処理型と、そうでない非熱処理型とがあり、前者は熱処理工程そのもの、および熱処理により歪んだ形状の矯正工程が必要となり、コストアップに繋がるため、後者の非熱処理型の合金がより求められている。しかし、現状の非熱処理型合金には、鋳造性が悪い、凝固割れが起こりやすい、肉厚感受性が高い、

耐食性が悪い等の問題があり、さらなる改良が求められている。そこで本研究では、非熱処理型のアルミニウムダイキャスト用合金 ADC6 をベースに成分の配合を変えて鋳造し、機械的特性やマイクロ組織を調査した。

2. 実験方法

任意の組成のアルミニウム合金試料を鋳造するため、純度 99.99% のアルミインゴット、Al-20%Mg インゴット、99.999% の塊状 Si、99.9% Cu ワイヤ、99.5% Fe ワイヤ、99.98% Mn 粉末を目的成分になるよう秤量し、黒鉛るつぼを用いて大気炉で溶解した。溶解温度は 750℃ とし、約 300℃ に加熱した銅鑄型に鋳造した。銅鑄型は、引張試験片（平行部：φ10×55mm、掴み部：φ15mm、全長：150mm）が 3 本採取できる方案（図 1 参照）となっている。本研究では、一回の溶解で図 1 の鋳物を 2 個鋳造しており、同一組成の引張試験片を 6 本作製して試験に供している。この合金成分は、Cu を 0.1%、Fe を 0.2%、Mn を 0.6% で固定とし、Si および Mg の添加量を、それぞれ約 1~7% の間で変化させた種々の合金を鋳

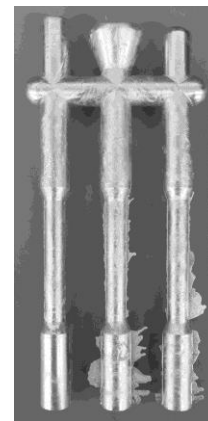


図1 引張試験片の鋳造方案

*岐阜大学 工学部・機械工学科 准教授

表1 鋳造した引張試験片の化学組成

	Si	Mg	Cu	Fe	Mn	Zn	Al
2.8Si-1Mg	2.79	0.95	0.09	0.04	0.18	0	Bal.
1.7Si-2.5Mg	1.67	2.54	0.09	0.17	0.63	0.001	Bal.
3.1Si-3.1Mg	3.12	3.10	0.11	0.03	0.33	0.001	Bal.
3.4Si-3.8Mg	3.36	3.84	0.10	0.06	0.25	0.001	Bal.
2.1Si-5.5Mg	2.12	5.49	0.11	0.06	0.34	0.002	Bal.
5.1Si-5Mg	5.12	5.04	0.11	0.06	0.50	0.002	Bal.
ADC12	11.08	0.29	2.14	0.65	0.19	0.72	Bal.

造した。鋳造後の試験片について、発光分光分析装置((株)島津製作所製、PDA-7000)により成分分析を行った。また、得られた引張試験片により引張強度試験を、試験片の掴み部の断面より光学顕微鏡および走査型電子顕微鏡(SEM)によるマイクロ組織観察とエネルギー分散型X線分析(EDS)による元素マッピングを行った。

3. 結果及び考察

Si および Mg の添加量を種々変化させて鋳造した試験片の主なものについて、発光分光分析で測定した化学組成を表1に示す。比較として、一般に広く使用されているアルミニウムダイカスト合金 ADC12 についても調査した。Si・Mg 量の他、Cu を0.1%、Fe を0.2%、Mn を0.6%となるよう原料を秤量して溶解・鋳造したが、実際に得られた試験片には Fe と Mn の含有量が少なかった。溶解時に酸化物となり、ノロとして排出されてしまった可能性がある。より厳密な調査には、原料の選定、溶解方法を再検討する必要がある。以降、本報告では、得られた試験片の Si、Mg 量から、試験片の名称をそれぞれ 2.8Si-1Mg のように表記する。

本研究で得られた引張強度を、図2の三元系状態図上にプロットした。今回の研究では、引張試験片を鋳造で作製しており、鋳巣や酸化皮膜の巻き込みといった鋳造欠陥を含んでいる。その場合、合金本来の強度よりも低い結果となってしまふ。そこで図2では、今回試験した6本の引張試験片中で最大の強度となった値を図中に示した。Si、Mg の添加量が少ないところでは強度が低い傾向があるが、全体としてはまとまった傾向がなく、結果がバラついている。合金組成を変化させると、機械的特性だけでなく、鋳造性にも影響を及ぼす。このため、合金組成により引張試験片中の鋳造欠陥の量が異なることが予想され、引張試験結果への影響が大きいと考えられる。従って、図2の結果にはさまざまな要因が関係してくることから、全体的な傾向が得られなかったのではないかと考えられる。

図3に各試料の引張試験における強度とストロークを示す。比較として、ADC12 のデータも一緒にプロットした。本実験で同様に作製した ADC12 試験片では、約250MPa の引張強度が得られたが、本研究で調査した合

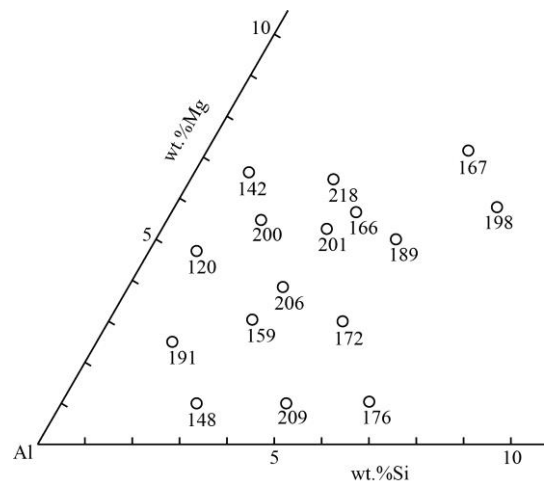


図2 Si・Mg 添加量と引張強度

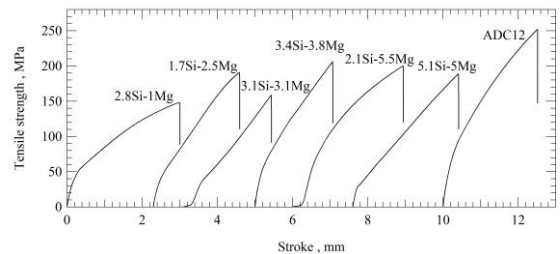


図3 引張試験における強度—ストローク曲線

金組成域では、ADC12 の約 50~90%程度の引張強度となった。また、伸びについては ADC12 とほぼ同程度の値しか得られず、ほとんど改善されなかった。添加量の少ない 2.8Si-1Mg の試験片ではやや塑性変形域が長いようにみられるが、伸び量は 2.3%程度しか得られなかった。

図4にこれらの試験片のマイクロ組織を示す。それぞれ 200、500、1000 倍のマイクロ組織写真である。添加量が少ない図4(a)(b)の組織では、大部分が白色のα-Alデンドライトとなっており、デンドライト間にわずかに共晶組織が晶出している。添加量が多くなった図4(c)(d)の組織では、α-Al の等軸あるいは柱状デンドライトの二次アーム間隔(DAS)が細くなり、共晶組織の割合も多く

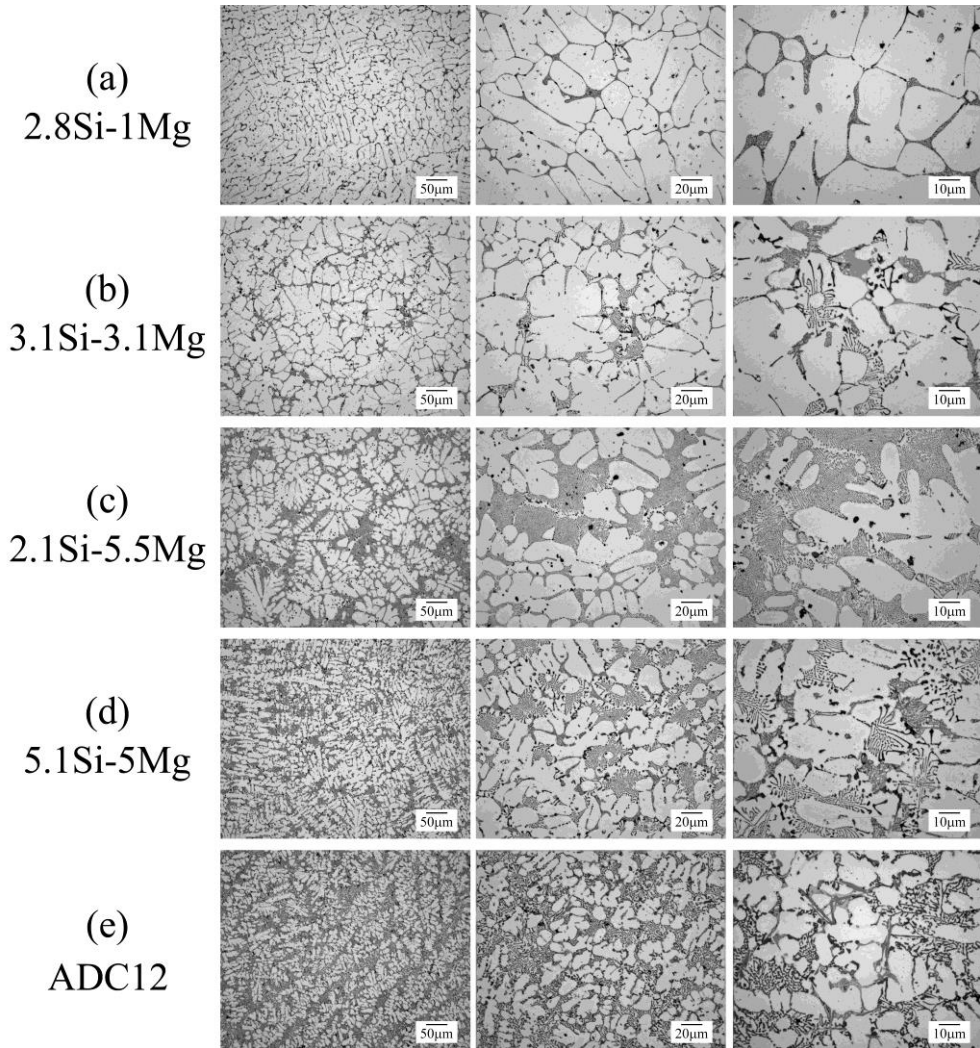


図4 各铸造試料の光学顕微鏡によるマイクロ組織

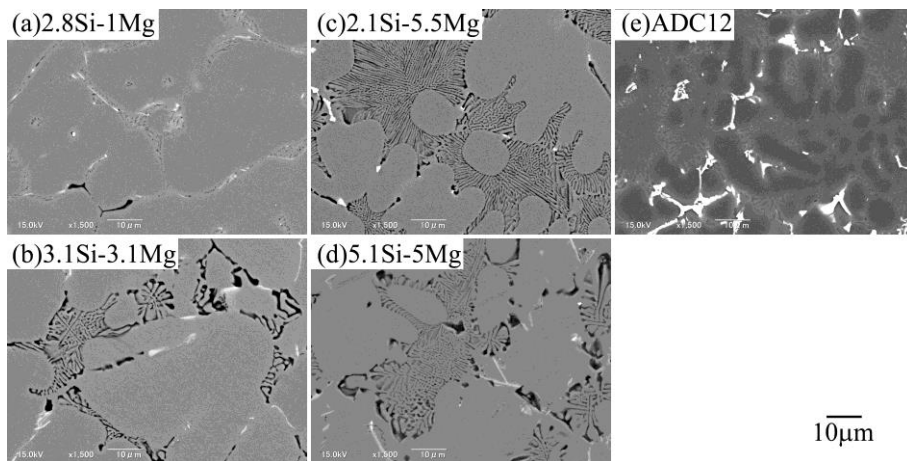


図5 各铸造試料の反射電子像(BEI)によるマイクロ組織

なった。また、図 4(b)(c)(d)において、形状の異なる共晶セルが存在することから、複数の共晶組織が晶出していると考えられる。図 4(e)には、比較として同様に作製した ADC12 のマイクロ組織を示している。この試料でも DAS の細かい柱状 α -Al デンドライトと等軸デンドライ

トが観察されている。また、デンドライト間には chinese-script タイプの Al-Si 共晶組織と Fe 系化合物(淡い灰色)も観察される。

図 5 に、これらの組織を SEM の反射電子像(BEI)で観察した組織写真を示す。図 5(a)~(d)では、共晶部分に

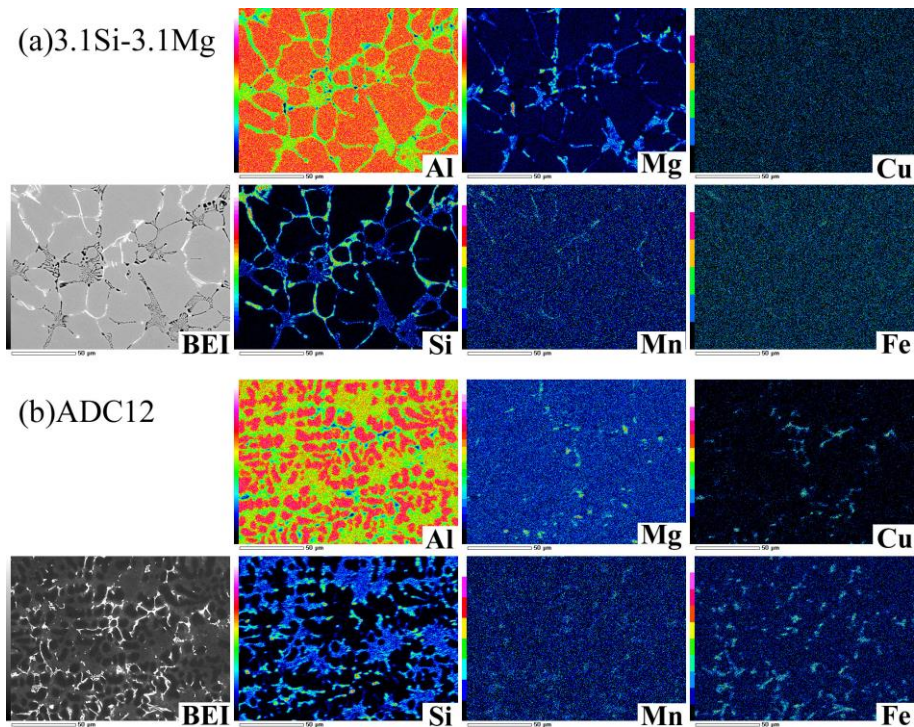


図6 (a)3.1Si-3.1Mg 試料と(b)ADC12 試料の EDS による元素マッピング

Mg が多いことから黒い共晶組織が判別し易いが、Al-Si 系である ADC12 の図 5(e)では、初晶 α -Al と Al-Si 共晶の区別が付きにくい。また、不純物が多いことから、白色の Fe 系化合物の量も多くなっている。また、図 5(c)の共晶組織は、粗い共晶ネットワークの間に細かいロッドあるいはラメラ状の共晶セルが形成されていた。

図 6 に(a)3.1Si-3.1Mg 試料と(b)ADC12 試料について、EDS で元素マッピングした結果を示す。図 6(a)の BEI 像で白く見えている化合物は Al-Si-Mn 系化合物であるが、図 6(b)の ADC12 では Fe 系と Cu 系の化合物であることが分かる。また、今回調査した合金組成では Fe、Mn 等不純物が少ないことから、これらの化合物が少なかった。今後、これらの不純物元素の量や組織改良剤(Na や Sr 等)による組織形状の変化と力学的特性への影響についての調査が課題である。

4. まとめ

ADC6 合金近傍の組成域において、Si と Mg の量をそれぞれ約 1~7%の間で変化させた合金を铸造し、引張試験による強度測定とマイクロ組織観察を行った。その結果、以下のような知見が得られた。

1) 本研究で調査した合金組成域では、アルミニウムダイカストに広く用いられている ADC12 合金の約 50~90%程度の引張強度となった。また、伸びについては ADC12 とほぼ同程度の値しか得られず、ほとんど改善されなかった。

2) Si・Mg の添加量と引張強度の関係を調査したが、合金組成は機械的強度への影響だけでなく、铸造性にも影響することから、これらの効果を明確にすることはできなかった。

3) 今回調査した合金組成では Fe、Mn 等不純物が少ないことから、これらの化合物が少なかった。これらの不純物元素の量や組織改良剤(Na や Sr 等)による組織形状の変化と力学的特性への影響についての調査が課題である。

【参考文献】

- 1)神戸, 素形材, Vol.50 No.9, pp2-7, 2009
- 2)神戸, 素形材, Vol.53 No.3, pp34-38, 2012
- 3)千葉, 素形材, Vol.56 No.7, pp31-35, 2015
- 4)神戸, 素形材, Vol.57 No.3, pp2-7, 2016
- 5)青山, 铸造工学, 76, pp985-990, 2004
- 6)浅井ら, 铸造工学, 82, pp819-826, 2010
- 7)渡邊ら, 铸造工学, 79, pp297-302, 2007
- 8)渡邊, 素形材, Vol.50 No.9, pp23-29, 2009
- 9)大城, 素形材, Vol.51 No.9, pp2-5, 2010
- 10)大城, 素形材, Vol.54 No.8, pp21-25, 2013
- 11)宮尻, 素形材, Vol.56 No.3, pp23-29, 2015
- 12)才川ら, 铸造工学, 87, pp39-43, 2015
- 13)才川ら, 铸造工学, 87, pp561-568, 2015
- 14)北岡, 素形材, Vol.57 No.3, pp16-24, 2016
- 15)大城, 素形材, Vol.57 No.3, pp25-31, 2016

工具鋼への複合表面処理効果についての研究（第3報）

細野 幸太、大川 香織、小寺 将也

Compound surface treatment effect of alloy tool steel (III)

Kota Hosono, Kaori Okawa and Masaya Kodera

高硬度転造ネジを作製する転造ダイスには、高硬度工具鋼が使用されている。この高硬度工具鋼に耐久性の向上が期待できる窒素をキャリアーとする2種類の表面処理を最初に行い、その次に耐疲労特性の向上が期待できるショットピーニング処置をそれぞれ行う複合表面処理を試み、その効果について検討した。また、各種表面処理を施した転造ダイスを用いて実機による高硬度ネジ転造数の比較評価を行った。その結果、複合表面処理は、高硬度工具鋼の耐疲労特性に影響する圧縮残留応力や耐久性に影響する表面硬さを制御し、向上できる技術であることが分かった。さらに、複合表面処理を施した転造ダイスは、従来法であるイオン窒素処理のみを施した転造ダイスよりも2倍高硬度ネジを転造できることが分かった。

1. はじめに

高硬度ネジ素材を作製するためには高硬度転造ネジダイス（ダイスと記す）が必要となり、ダイスの耐久性向上が求められている。その改善策の一つとして、複合表面処理を前報¹⁾で試みた。すなわち、ダイス材への疲労強度向上が期待できるショットピーニング処理（SP）を行い、次に耐久性向上が期待できる2種類の表面処理（脆い化合物層をできる限り抑制するイオン窒素処理（IN）並びに脆い化合物層を生成しない窒素拡散処理（DN））をそれぞれ施した。これらの複合表面処理（SP+IN 及び SP+DN）は、高硬度工具鋼の耐疲労特性に影響する圧縮残留応力や耐久性に影響する表面硬さを向上させることが可能な技術であることが分かった。そこで本研究では、IN 及び DN 後に SP を行う複合表面処理（IN+SP 及び DN+SP）を行い、表面形状、窒素拡散層、硬さ並びに残留応力等の効果について検討した。

2. 実験（複合表面処理）

平面研削した 20mm 角×4mm 厚の高硬度工具鋼板材（870HV）について、2種類の表面処理（IN 並びに DN）をそれぞれ施した。その後、硬さの異なる平均粒径 ϕ 50 μ m の2種類のスチール材（A：800HV と B：900HV）と平均粒径 ϕ 50 μ m の超硬材（C：1400HV）によるエア式ショットピーニングを行った。それぞれのショットピーニング処理について SP（A）、SP（B）、SP（C）と表記する。ショットピーニング処理条件としては、投射材噴出ノズルから試験片までの距離を 200mm とし、試験片の送り速度を 33.3mm/sec とした。6種類の複合表面処理について、IN+SP（A）、IN+SP（B）、IN+SP（C）、DN+SP（A）、DN+SP（B）、DN+SP（C）と表記する。

3. 分析・評価

複合表面処理後の表面形状並びに最大高さ粗さ（Rz）をレーザー顕微鏡（VK9700/9710：（株）キーエンス製）で測定した。また、樹脂包埋した断面についてマイクロ組織の観察、硬さ分布、窒素分布状態、X線回折装置による表面層の構造解析を行った。マイクロ組織の観察は、鏡面研磨後、5%ナイトールで腐食し光学顕微鏡で行った。硬さ分布については、深さ 10 μ m から 200 μ m までをマイクロビッカース硬度計（HM-124：Akashi 製）を用いて荷重 0.49N で測定した。窒素分布は、電子線マイクロアナライザ（EPMA：JXA-8530F：日本電子（株）製）を用い、窒素分布状態を面分析した。表面層の構造解析は、X線回折装置（SmartLab：（株）リガク製）を用い、X線源を Cu、管電圧 40kV、管電流 30mA で測定した。残留応力は、残留応力測定装置（ μ -X360s：パルステック工業（株））を用いて、Cr-K α 線により Fe211 回折を傾斜角 35° で測定した。さらに、深さ方向の残留応力測定は、表面層を電解研磨により逐次除去して行った。

4. 結果及び考察

4.1 表面形状

図1にレーザー顕微鏡で観察した複合表面処理後（IN+SP（A）、IN+SP（B）、IN+SP（C）、DN+SP（A）、DN+SP（B）、DN+SP（C））の表面像並びに Rz を示す。同図より IN+SP（A）、IN+SP（B）、DN+SP（A）、DN+SP（B）後の Rz は、3~4 μ m 程度であるが、超硬投射材を用いた IN+SP（C）、DN+SP（C）後では、スチール投射材を用いた複合表面処理よりも3倍程度 Rz が大きくなることが分かった。さらに、前報¹⁾同様、投射材である超硬に含まれるタングステン（W）並びに炭素（C）が表面に数 μ m 程度存在していることを試料断面の EPMA による面分析で確認した。

4.2 断面組織・窒素分布状態・硬さ分布・表面層構造解析

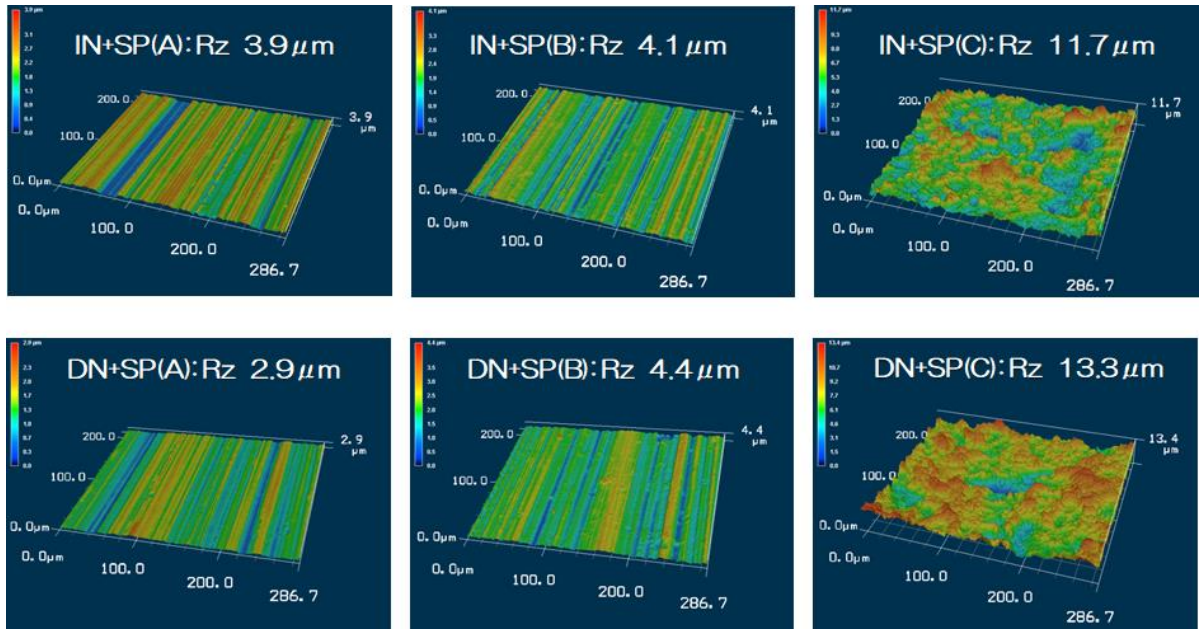


図1 各種複合表面処理後の表面像（レーザー顕微鏡像）

図2に複合表面処理後（IN + SP（A）、IN + SP（B）、IN + SP（C））の断面組織観察像並びにEPMAによる窒素分布像を示す。表面から30μm~40μm程度まで素地のマルテンサイト組織とは異なる組織が確認できた。これらの異なる組織は、窒素分布領域にほぼ対応していることから窒素拡散層が主であると考えられた。また、かも

めマーク²⁾をすべての複合表面処理で確認した（図2（a）~（c））。かもめマークは、クロム（Cr）の炭化物が窒素により窒化物に変化し、押し出された炭素が母材の結晶粒界に鉄系炭化物（Fe₃C）として析出したものだと考えられている。したがって、かもめマークの存在は耐久性を減少させる原因の一つであると推測されるため制

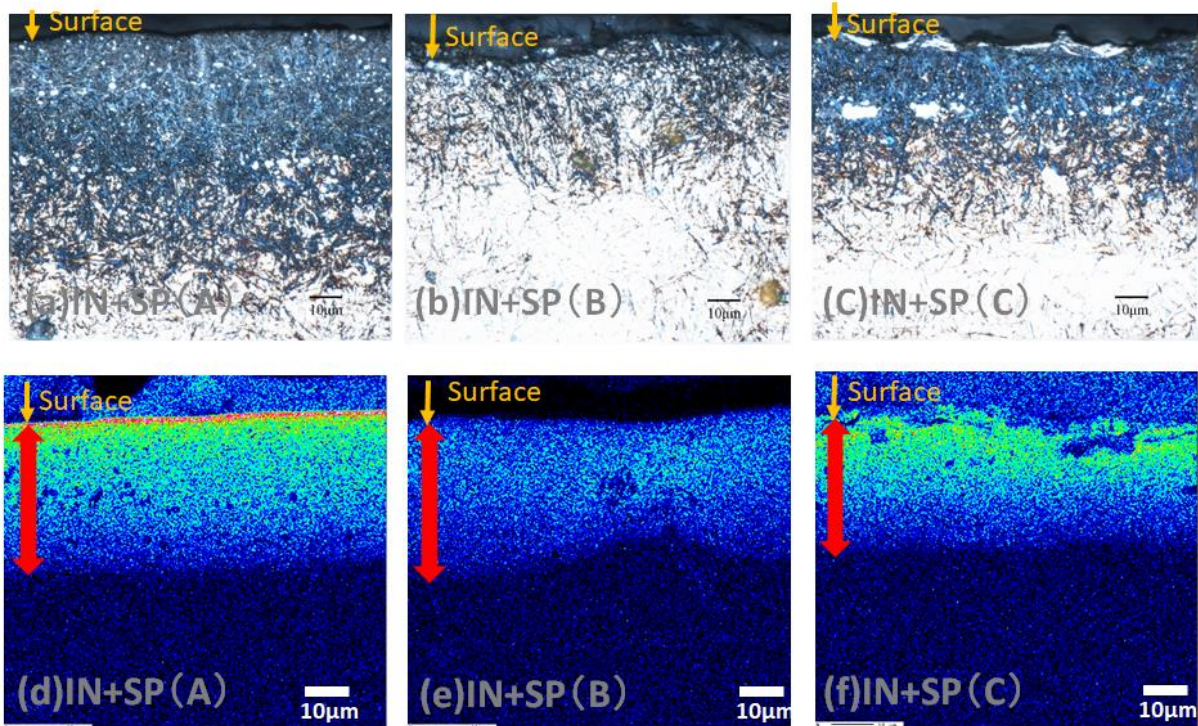


図2 各種複合表面処理剤（IN + sp）の断面組織間撮像（（a）、（b）、（c））並びに窒素分布増（（d）、（e）、（f））

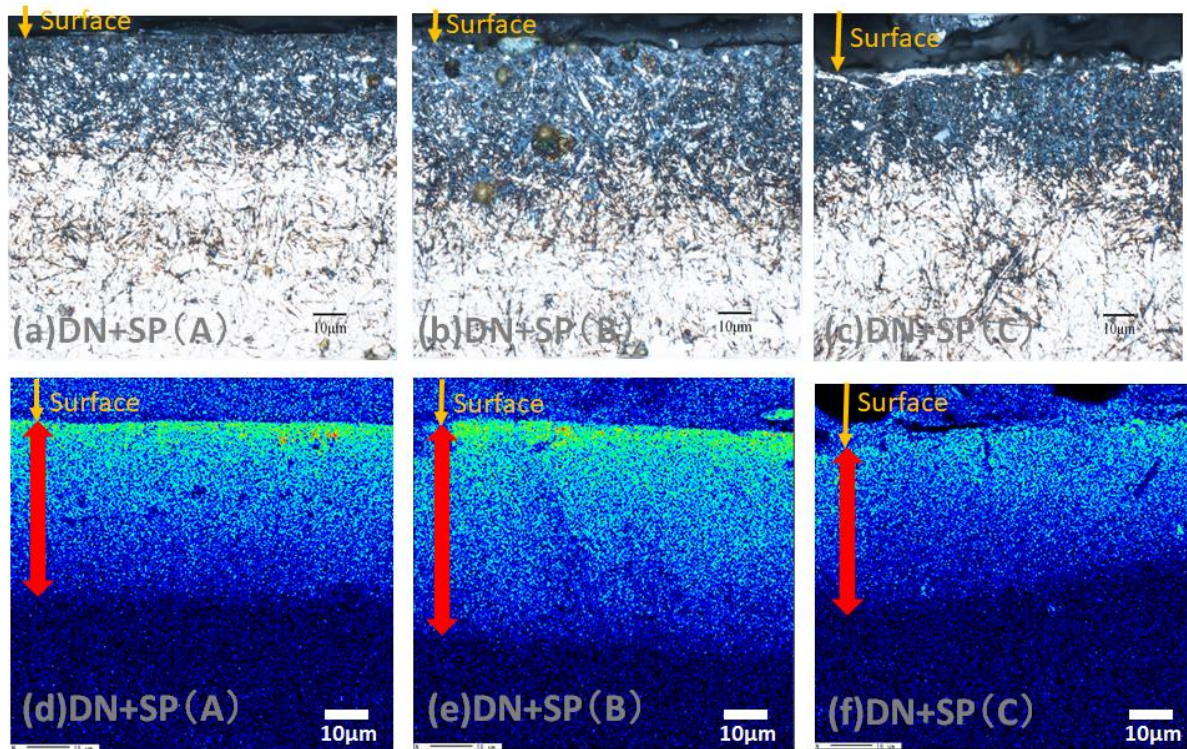


図3 各種複合表面処理材 (DN+SP) の断面組織観察像 (a)、 (b)、 (c) 並びに窒素分布像 (d)、 (e)、 (f)

御することが必要である。また、同図 2 (d) ~ (f) から窒素拡散層はそれぞれ、39 μ m (IN +SP (A))、38 μ m (IN +SP (B))、33 μ m (IN +SP (C)) と算出した。したがって、すべての投射材で拡散層の厚みはほぼ同じであることが分かった。

また、図 3 に複合表面処理後 (DN + SP (A)、DN + SP (B)、DN + SP (C)) の断面組織観察像並びに EPMA による窒素分布像を示す。図 3 (a) ~ (c) において、表面から 30 μ m ~ 45 μ m 程度まで素地のマルテンサイト組織とは異なる組織が確認でき、図 3 (d) ~ (f) の窒素分布領域に対応していることから、表層は窒素拡散層が主であると考えられる。IN +SP より小さなかめマークが、DN+SP (B) においてわずかに確認できたが、DN+SP (A) 並びに DN+SP (C) では確認できなかった。また、同図 (d) ~ (f) から窒素拡散層はそれぞれ、39 μ m (DN + SP (A))、53 μ m (DN + SP (B))、38 μ m (DN + SP (C)) と算出した。

図 4 (a)、(b) に複合表面処理材の表面からの硬さ分布結果を示す。すべての複合表面処理において表面側が硬くなり、IN +SP (A) の表面が最も硬いことが分かった。硬化深さは、図 2 及び図 3 の窒素分布像から算出した窒素拡散層にほぼ対応し、数十 μ m 内部まで硬くなることが分かった。

そこで、各種複合表面処理について X 線回折装置による表面層の構造解析を行った (図 5 (a)、(b))。本測定により表面から数 μ m 程度の結晶構造が分かる。同

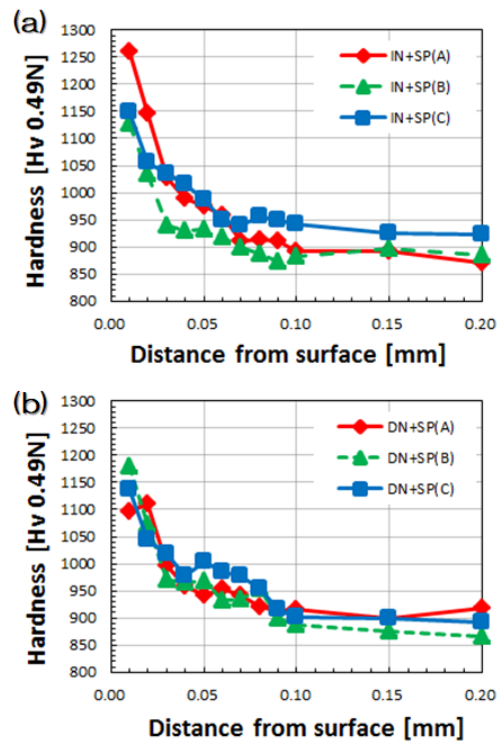


図4 各種複合表面処理材の硬さ分布

図 (a) より、IN +SP (A) 及び IN +SP (B) では窒素化合物 (ϵ -Fe_{2.3}N、 γ '-Fe₄N) の存在を示す回折ピークが存在し、IN +SP (C) では窒素化合物に対応する回折ピークは存在せず、元素分析で確認したタングステンカーバイド (WC) の存在を示す回折ピークがあることが分かった。図 5 (b) より DN +SP では、すべての複合処理条件で窒素化合物に対応する回折ピークは存在しないことが分かった。また、DN+ SP (C) では、WC の存在を示す回折ピークがあることが分かった。

4. 3 残留応力分布

図 6 (a) に未処理材 (Non-SP)、IN のみ、IN + SP (A)、IN + SP (B)、IN + SP (C)、図 6 (b) に未処理材 (Non-SP)、DN のみ、DN + SP (A)、DN + SP (B)、DN + SP (C) の表面近傍における残留応力分布を示す。IN+SP (C)、DN+SP (C) における表面の残留応力は超硬投射材が存在しているため測定できなかった。したがって、表面から 10 μ m 以上の深さにおける残留応力分布を示している。同図 (a) より、表面の圧縮残留応力は、-1802MPa (IN + SP (B)) > -1746MPa (IN + SP (A)) > -1382MPa (IN) となり、10 μ m 付近における IN + SP (C) の圧縮残留応力は、-2089MPa であることから IN+SP の複合表面処理により表面側の圧縮残留応力が IN のみより付与でき、投射材が固いほど圧縮残留応力が大きくなることが分かった。さらに、内部圧縮残留応力は徐々に減少することが分かった。同図 (b) より、表面の圧縮残留応力は、-1793MPa (DN + SP (B)) > -1735MPa (DN + SP (A)) > -1302MPa (DN) となり、10 μ m 付近における DN + SP (C) の圧縮残留応力は、-2037MPa であることから DN+SP の複合表面処理においても、表面側の圧縮残留応力が DN のみより付与でき、投射材が固いほど圧縮残留応力が高くなることが分かった。さらに、内部圧縮残留応力は徐々に減少することが分かった。

4. 4 耐久性評価

実機を用いた耐久試験は、M6 の高硬度ネジ (442HV) の転造数について各種表面処理を行ったダイスを用いて評価した。転造数については、ネジゲージを用いてひっかかり等がないことの確認及び拡大鏡による傷の有無を確認し、評価した。また、表面処理は、IN のみ、SP (A) +IN、SP (A) +DN、IN+SP (A)、DN+SP (A) の5種類を行った。ネジ転造数は、26,000本 (DN +SP (A)) > 13,000本 (IN) > 11,000本 (SP (A) + IN) > 6,000本 (SP (A) +DN) > 5,000本 (IN+SP (A)) となった。したがって、IN 単独処理より、複合表面処理 (DN+SP (A)) を行うことで、転造数が 2 倍向上することが分かった。したがって、ダイスには、かもめマーク並びに窒素化合物が存在しない硬い窒素拡散層を形成させ、高い表面圧縮残留応力を付与することが高硬度ネジを転造するために有効であることを示唆している。

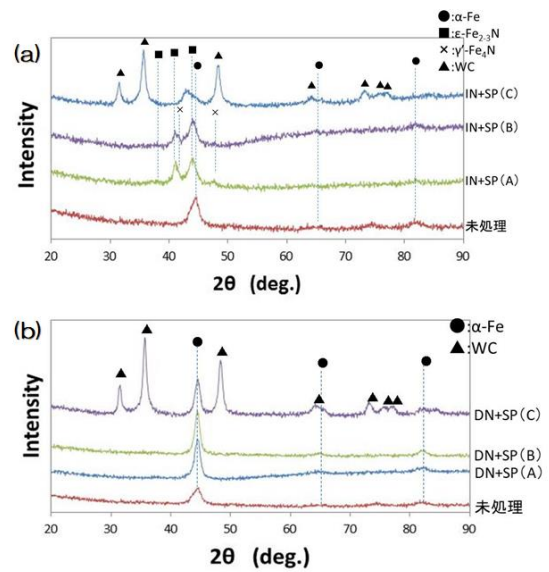


図5 未処理材及び各種複合表面処理材の表面構造

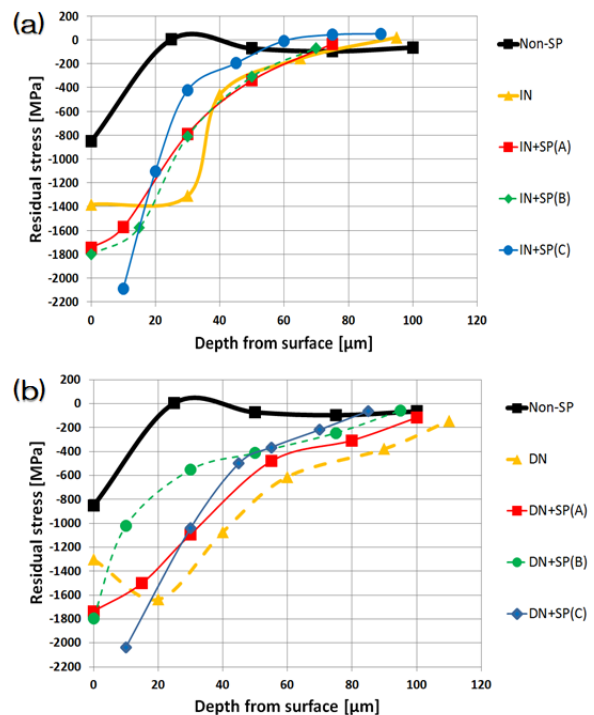


図6 未処理材及び各種表面処理材の残留応力分布

5. まとめ

- (1) スチール投射材を用いた複合表面処理の最大高さ粗さは、3~4 μ m 程度であり、超硬投射材を用いた複合表面処理の場合は、スチール投射材より 3 倍程度粗くなることが分かった。
- (2) スチール投射材を用いた複合表面処理 (IN +SP (A)、IN +SP (B)) では、窒素化合物 (ϵ -Fe_{2.3}N、

γ' -Fe₄N) 並びにかもめマークを含んだ窒素拡散層が40 μ m程度存在し、硬くなることが分かった。また、超硬投射材を用いた複合表面処理 (IN+SP (C)) では、窒素化合物は存在しないが、かもめマークを含んだ窒素拡散層が30 μ m程度存在し、硬くなることが分かった。さらに、表面圧縮残留応力は、すべての複合表面処理 (IN+SP (A)、IN +SP (B)、IN+SP (C)) で INのみより付与できることが分かった。

(3) 複合表面処理 (DN+SP (A)、DN +SP (B)、DN+SP (C)) では、窒素化合物のない窒素拡散層が40 μ m~50 μ m程度存在し、硬くなることが分かった。ただし、DN +SP (B) のみ、わずかに窒素拡散層にかもめマークが存在することが分かった。また、表面圧縮残留応力は、すべての複合表面処理 (DN+SP (A)、DN +SP (B)、DN+SP (C)) で DNのみより付与できることが分かった。

本研究により、複合表面処理 (IN +SP、DN+SP)

は、高硬度工具鋼の耐疲労特性に影響する圧縮残留応力や耐久性に影響する表面硬さを制御し、向上することも可能な技術であることが分かった。また、実機による高硬度ネジ転造数評価により、複合表面処理 (DN+SP (A)) は、従来法である INのみよりも2倍ネジ転造数を向上できる技術であることが分かった。

【謝 辞】

本研究を遂行するにあたり、株式会社岡本並びにパルテック工業株式会社にご協力頂きました。深く感謝の意を表します。

【参考文献】

- 1) 細野ら, 岐阜県工業技術研究所研究報告第6号, pp23-26,2018
- 2) 河田, 素形材, 38(7), pp15, 1997

鋳物の高品質化、品質管理技術に関する研究

— 水栓部品の脱亜鉛腐食の解析 —

三原 利之、小寺将也、関 範雄

Study on casting for quality improvement and quality control technique
- Analysis for dezincification-prone corrosion of faucet parts -

Toshiyuki Mihara, Masaya Kodera and Norio Seki

黄銅鋳物と黄銅管の水栓部品に1%塩化銅(Ⅱ)水溶液を腐食溶液として24時間循環させて脱亜鉛腐食試験を行い、黄銅鋳物と黄銅管の脱亜鉛腐食性の違いについて評価した。黄銅管と鋳物の水栓部品の脱亜鉛腐食深さを電子顕微鏡により断面を観察して測定したところ、それぞれ24 μmと163 μmであり、黄銅鋳物の脱亜鉛腐食深さは黄銅管のおよそ6.9倍だった。黄銅鋳物と黄銅管の断面の組織観察と銅比率の頻度分布から黄銅中のβ相の割合を推定する方法を新たに開発し解析したところ、黄銅鋳物と黄銅管のβ相の割合はそれぞれ0.37と0.63と推計された。黄銅鋳物では銅比率が低く脱亜鉛腐食しやすいβ相が黄銅管より多いために、黄銅鋳物で脱亜鉛腐食が黄銅管より大幅に進行したと考えられる。

1. はじめに

銅と亜鉛の合金である黄銅は、水道水に対して高い耐食性を持ち、安価でもあるため、水栓部品の主要な材料の一つとなっている。また、黄銅は他の銅合金と異なり鉛を含まないために、近年、環境に配慮した材料としても注目が集められており、今後、より多くの黄銅材料が、水栓部品へ使用されることが期待されている¹⁾。

黄銅は、一般の水道水に対しては耐食性を持つ金属材料であるが、酸性の水溶液中では腐食が進行し、銅よりもイオン化傾向の大きい亜鉛が水溶液中に溶出する脱亜鉛腐食が起きる。脱亜鉛腐食では、はじめに腐食溶液と接触した黄銅表面に亜鉛の腐食生成物が生成され、この腐食生成物が、腐食溶液中に溶解することで、黄銅表面が再び腐食性溶液にさらされるため、黄銅中の亜鉛が継続して溶液中に流出する。脱亜鉛腐食が進行した黄銅では、黄銅中の亜鉛が失われ、微小な空洞を持つ多孔質な銅のみが残される²⁾。このため、脱亜鉛腐食が進行した黄銅製の水栓部品は脆くなり、衝撃等により破損し易くなる。また、水栓部品の内部から進行した脱亜鉛腐食が、水栓部品の表面まで達した場合には漏水が起きる。このような水栓部品における脱亜鉛腐食は、日本の水道水に多い中性の水道水中では起こりにくい³⁾が、日本の水道水のうちのおよそ20%の水道水は弱酸性であり³⁾、こうした使用環境で長期間にわたり使用される水栓部品では、脱亜鉛腐食による漏水が起こる場合がある。

水栓部品に使用される黄銅には、金属材料を圧延して製造される黄銅管と溶かした金属を鋳型に流し込み成型する黄銅鋳物があり、水栓製品はこれらの製造方法、組成の異なる水栓部品を組み合わせる。黄銅鋳物では、溶融した金属を鋳型に流し込み、鋳型の中で金属を冷却し固めて製造されるため、黄銅管と比較して銅

の含有量が少なく、亜鉛の含有量が多い材料が使われている。この金属組成の領域では、黄銅は銅の含有量が多く脱亜鉛腐食しにくいα相より、亜鉛の含有量が多く脱亜鉛腐食しやすいβ相の割合が多くなるため、黄銅鋳物を使用した水栓部品では、黄銅管より脱亜鉛腐食が発生しやすいことが懸念されている。また、黄銅鋳物の際に使用される鋳型は砂と樹脂から作られており、溶融した黄銅を鋳型に流し込む際に鋳型から発生したガスによる意図しない内部欠陥(鋳巣)や鋳物表面の凹凸が、腐食の進行を促進することが懸念されている⁴⁾。

日本工業規格では、水栓部品に使用される黄銅材料の脱亜鉛腐食を評価するため、脱亜鉛腐食試験法(JIS H 5120)を規定しており⁵⁾、この試験は材料としての黄銅の脱亜鉛腐食性を評価することを目的としているため、試験には黄銅を材料から切り出し加工したものを試料として評価に用いる。しかし、一般家庭等で実際に使用される製品における脱亜鉛腐食の状態は、製品の部位、形状、水流の流速等によっても異なり、金属材料そのものの要因だけでなく、より多くの要因が複雑に絡んでいるため、材料自体の脱亜鉛腐食性を評価する既存の試験方法で、実際の製品の脱亜鉛腐食性の評価をすることは難しい。

これまでに当研究所では、一般家庭等で使用される水栓部品では実際には水流のある状態で使用されることを想定して、水栓部品に使用される黄銅管に腐食性水溶液(1%塩化銅(Ⅱ))を循環させて脱亜鉛腐食試験を行い、実際に市場で使用され短期間に脱亜鉛腐食が進行した水栓部品との比較から、実際の環境で使用される水栓部品より9倍の加速試験ができることを示した^{5,6)}。また、実際の水栓製品には黄銅管だけでなく黄銅鋳物も使用されているため、水栓部品全体の脱亜鉛腐食につい

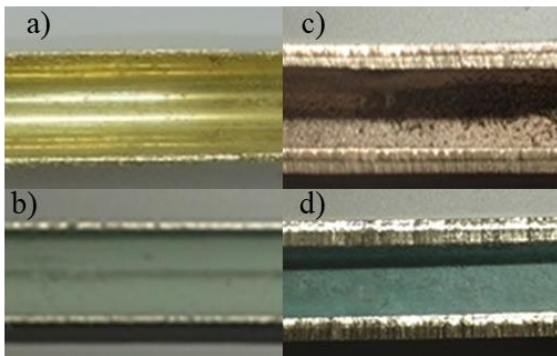


図1 脱亜鉛腐食試験に使用した水栓部品の内面 (a)黄銅管、c)黄銅鋳物) と脱亜鉛腐食試験後の水栓部品の内面 b) 黄銅管、d)黄銅鋳物)

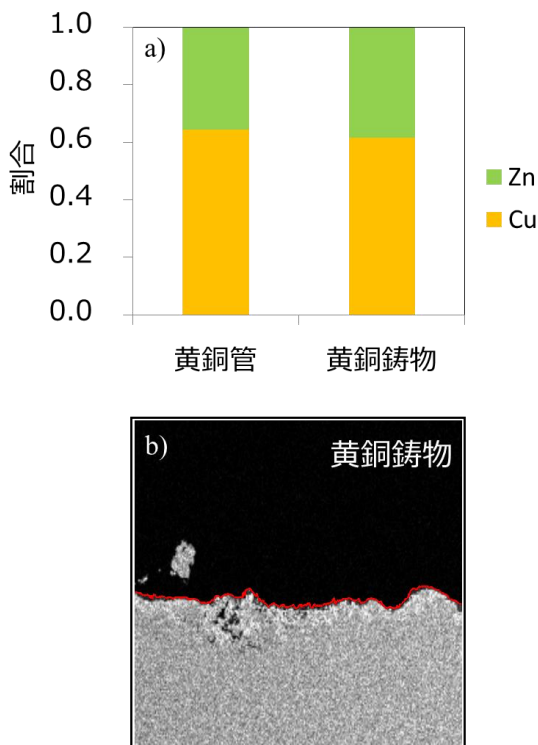


図2 脱亜鉛腐食試験に使用した a) 水栓部品 (黄銅管、黄銅鋳物) の組成と b) 黄銅鋳物の断面 (内面) の SEM 像 (倍率 140 倍)

てより正確に製品寿命を推計するには、製造方法の異なる黄銅鋳物の脱亜鉛腐食試験が必要であることが示唆された。

そこで、今回の研究では、黄銅鋳物を使用した水栓製品の製品寿命を推定するための最初のステップとして、黄銅鋳物の水栓部品について脱亜鉛腐食試験を行い、その結果を黄銅管について同時に行った脱亜鉛腐食試験の結果と比較した。

2. 実験

2.1 供試材

本研究に用いた黄銅鋳物と黄銅管の水栓部品の断面を図 1a, c に示した。この水栓部品は、どちらも水栓の吐水部分に用いられる。黄銅管の給水口から吐水口の長さ、管の外径および内径は、それぞれ 300 mm、16 mm、13 mm、黄銅管の厚みは 0.7 mm だった。黄銅鋳物の給水口から吐水口の長さ、管の外径および内径は、それぞれ 140 mm、16 mm、10 mm、黄銅の厚みは 3.0 mm で、家庭等で使用される一般的な仕様の水栓部品を試験に用いた。通常、黄銅の水栓部品は、外側の表面にメッキがされているが、本試験にはメッキ前の黄銅製の水栓部品を用いて試験を行った。水栓部品の化学組成を図 2a に示した。黄銅管の銅と亜鉛の質量割合は、それぞれ 0.64、0.36、黄銅鋳物がそれぞれ 0.62、0.38 であり、ほぼ同等の組成だった。これは、水栓部品に用いられる黄銅の一般的な組成である。黄銅鋳物の内面の断面の SEM 像を図 2b に示した。黄銅管の内面は、平滑であり光沢が見られたが、黄銅鋳物の内面は、鋳型に由来する凹凸が見られ、その断面の距離は平滑な面であった場合の 1.55 倍だった。黄銅鋳物の表面積を断面の距離を二乗することで推計すると、その表面積は平滑な面であった場合の 2.4 倍だった。黄銅管と黄銅鋳物の組織観察像を図 3 に示した。黄銅鋳物では、長さ 50 μm 程度の α 相の結晶の周りを β 相が取り囲む様子が見られた。黄銅鋳物の α 相と β 相中の銅と亜鉛の割合は、それぞれ 0.64、0.36、と 0.57、0.43 であり、 β 相の銅の割合は α 相より少なかった。また、黄銅管では黄銅鋳物より小さい 1 μm 程度の結晶が見られた。結晶の大きさの違いは、それぞれの製造方法の違いに由来するものであると考えられる。

2.2 脱亜鉛腐食試験

脱亜鉛腐食試験は、黄銅管、黄銅鋳物を直列にシリコンチューブでつなぎ、腐食溶液に 75 $^{\circ}\text{C}$ に保温された 1 % 塩化銅 (II) 水溶液を試験液に用い、水流ポンプを用いて流量 0.15 L/min で、水栓部品に腐食溶液を 24 時間循環させて行った。腐食試験の温度および腐食溶液は、JIS H 5120 「銅及び銅合金鋳物」 付属書 A 「脱亜鉛腐食試験方法」 に準じて決定した⁵⁾。1 % 塩化銅 (II) 水溶液は、塩素イオン濃度に換算した場合 2 % の腐食溶液となり、これは海水 (3 % 程度) よりも低い濃度である。また、これまでの研究で用いられた 56 % の塩化銅 (II) の飽和溶液と比較しても大幅に低く、より実際の使用環境に近い塩素イオン濃度であると考えられる。また、今回の脱亜鉛腐食試験の流水条件は、乱流により黄銅表面に生成した腐食皮膜が物理的に剥離し、層流の場合より大幅に腐食が進行する現象 (エロージョン・コロージョン⁷⁾) が起こらないように、流速 (0.15 L/min) とした。この流速で水を流した場合のレイノルズ数は、980 となり、これは層流の限界値であるレイノルズ数 3000 よりも十分に低いため、水流は乱流とはならず層流となる。

実際に、脱亜鉛腐食試験を行った水栓製品の内面を確認したところ、非常に脆い腐食生成物が水栓部品の内面を覆っている様子が見られ、これらが水流により剥離した様子は見られなかった（図 1b、d）。水流ポンプは、10 L の腐食溶液を入れた溶液タンク（容量 20 L）からシリコンチューブを通して吸入し、水栓部品に導入した。水栓部品から流れ出た腐食溶液は、再び腐食溶液の溶液タンクに戻された。ここで、溶液タンクは恒温槽内で、大気開放していたため、腐食溶液には大気圧により酸素が供給されていたと考えられる。試験の期間中、水流ポンプを除く水栓部品、溶液タンクは、75 °C に保持された恒温槽内に静置し、腐食溶液の溶液温度は 75 °C に保持した。腐食溶液は、塩化銅（II）を蒸留水に溶解させて調製した。水栓部品は、試験後、内部を蒸留水で洗浄し、十分に乾燥させた後、ダイヤモンドソーを用いて水栓部品の中央部を半円状の試料に切断したのち、導電性の樹脂に埋め込み、その後研磨し、電子顕微鏡を用いた断面の観察および元素分析を行うための試料とした。

2. 3 脱亜鉛腐食深さの測定と観察

腐食試験を行った水栓部品の断面の観察は、高分解能走査電子顕微鏡複合装置（日本電子（株）製 JIB-4600F）および電子線マイクロアナライザ（日本電子（株）製 JXA-8530F、EPMA）を用い、水栓部品の断面の二次電子（SEM）像の観察と元素分析を行った。水栓部品の断面の SEM 像および元素分析による結果から、脱亜鉛深さを測定した。断面の組織観察は、エッチング後実体顕微鏡を用いて観察した。

3. 結果及び考察

脱亜鉛腐食試験後の水栓部品の内面の写真を図 1c、1d に、断面の SEM 像と断面の SEM 画像、銅および亜鉛の元素分析結果を図 4 に示す。また、図 6 に、EPMA による元素分析の結果を示す。脱亜鉛腐食試験をした水栓部品の内面の観察から、水栓部品の内面にはその表面全面に緑色の析出物が析出していた。断面についての元素分析の結果から、最表面に見られた緑色析出物は、主に銅と塩素で構成されており、腐食試験の間に、腐食溶液中の塩化銅が析出したものであると考えられる。また、緑色析出物の内側には、どちらの試料も銅が析出しており、これは脱亜鉛腐食の過程で、溶液中の銅成分が、水栓部品の内面に析出したものであると考えられる。脱亜鉛腐食は、亜鉛が電子を放出し、イオン化することで水溶液中に溶出し腐食が進行する。腐食溶液中の銅は、酸素と同様に腐食反応に必要な電子を受容する役割を果たしているため⁸⁾、腐食反応が進行するにつれ溶液中の銅イオンが還元されて、より多くの銅が析出したと考えられる。

黄銅管と鋳物の脱亜鉛腐食深さは、それぞれ 24 μm と 163 μm であり（図 5）、黄銅鋳物の脱亜鉛腐食深さは、黄銅管のおよそ 6.9 倍だった。黄銅管では均一に腐食が

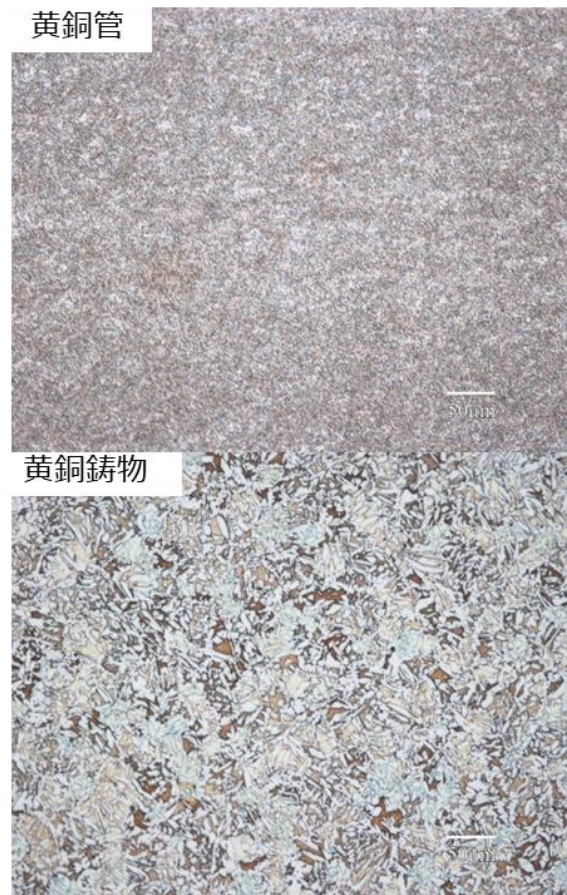


図3 水栓部品（黄銅管、黄銅鋳物）の断面組織観察像（200倍）

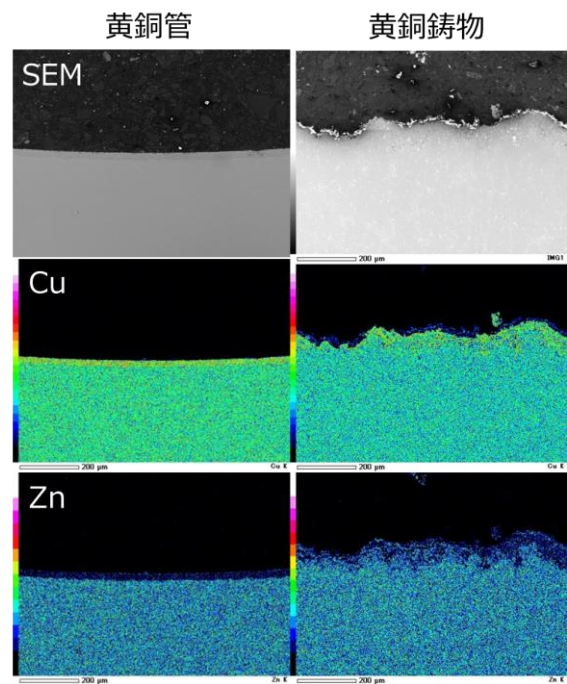


図4 水栓部品の断面の SEM 像と元素分析結果（銅、亜鉛）（倍率 140 倍）

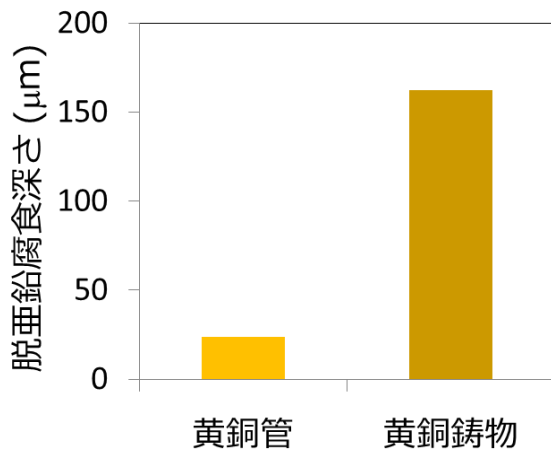


図5 水栓部品（黄銅管、黄銅鋳物）の脱亜鉛腐食試験後の脱亜鉛腐食深さ（24 h）

進行しているのとは違い、黄銅鋳物では銅含有量の低い部分が優先的に腐食し、より深く腐食が進行している様子が確認された。これは黄銅鋳物のβ相の占める割合黄銅管より多くその結晶も大きいためβ相が優先的に脱亜鉛腐食し、その結果脱亜鉛腐食が黄銅管より大幅に深く進行したと考えられる。実際に黄銅管と黄銅鋳物のα相とβ相の割合を腐食されていない部分の銅の比率の頻度分布から推計したところ、黄銅管と黄銅鋳物のα相、β相の割合は、それぞれ 0.63、0.37 と 0.37、0.63 であり、黄銅鋳物ではβ相の割合が多く、黄銅管ではα相の割合が多いことが示された（図7）。銅の比率の頻度分布はEPMAで測定された7035箇所での測定結果から求めた。ピークの分離は得られた銅の頻度分布に対してα相とβ相の銅の頻度分布がガウス分布しているとして求めた。それぞれの頻度分布のピーク位置での銅比率は、α相とβ相でそれぞれ 0.65、0.56 であり、このα相とβ相のピークの銅比率は、黄銅鋳物中のα相とβ相の部分を直接に測定したα相とβ相中の銅比率（それぞれ 0.64、0.36）と一致するため、それぞれをα相とβ相に対応するとした。1 μm と微細な結晶をもつ黄銅管のβ相とα相の割合は、元素分析の測定上の限界から直接的に判別することは困難である（図6）が、今回の手法を用いることにより、微細な結晶構造をもつ黄銅の組成についても、α相とβ相の割合を推計することができるようになり、この解析手法を用いることで黄銅の脱亜鉛腐食性の評価をより詳細に行えるようになった。

4. まとめ

今回の研究では、実際に使用される水栓部品で発生する脱亜鉛腐食により近い条件で脱亜鉛腐食試験を行うための最初のステップとして、黄銅鋳物の水栓部品に低濃度の1%塩化銅(Ⅱ)水溶液を腐食溶液として循環させ脱亜鉛腐食試験を24時間行い、試験期間後、電子顕微鏡および実体顕微鏡により断面を観察し、脱亜鉛腐食

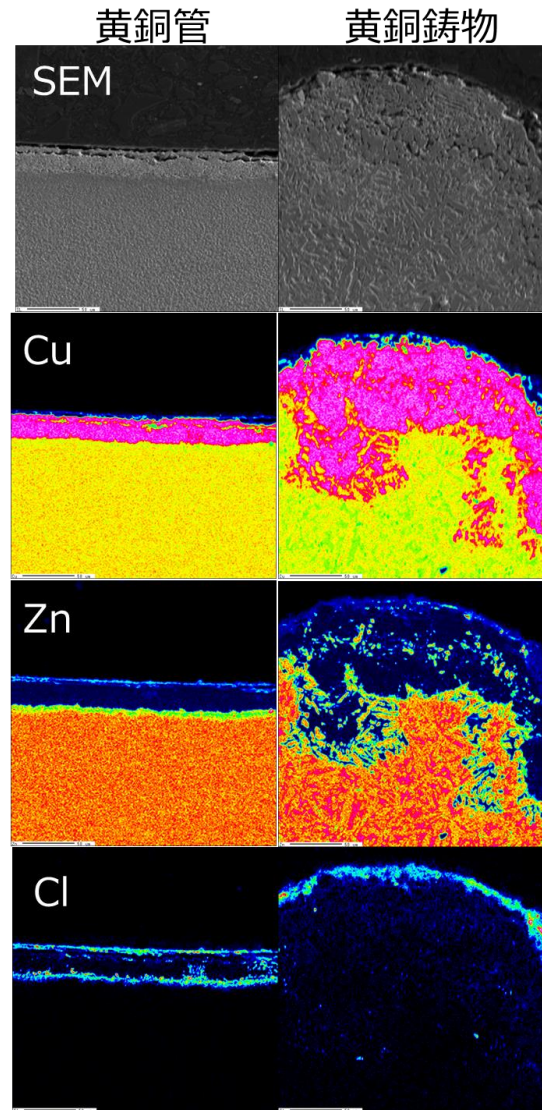


図6 水栓部品（黄銅管、黄銅鋳物）のSEM像と成分分析結果（銅、亜鉛、塩素、EPMAで測定）（倍率500倍）

深さと黄銅中のα相とβ相の割合を比較した。黄銅管と鋳物の脱亜鉛腐食深さは、それぞれ24 μmと163 μmであり、黄銅鋳物の脱亜鉛腐食深さは、黄銅管のおよそ6.9倍だった。黄銅管と黄銅鋳物のα相、β相の割合は、それぞれ0.63、0.37と0.37、0.63であり、黄銅鋳物では黄銅管よりβ相の割合が多いため脱亜鉛腐食がより深く進行し、このことが脱亜鉛腐食の主な要因であると考えられる。

今後、試験方法および解析方法をさらに改良していくことで、より実用的な水栓製品の脱亜鉛腐食性の評価に活用できる可能性を見出すことができた。その一方で、今回の脱亜鉛腐食試験では、その内面に一般家庭で使用され脱亜鉛腐食した水栓部品には見られなかった腐食生成物の析出が見られており、今回の脱亜鉛腐食試験は、

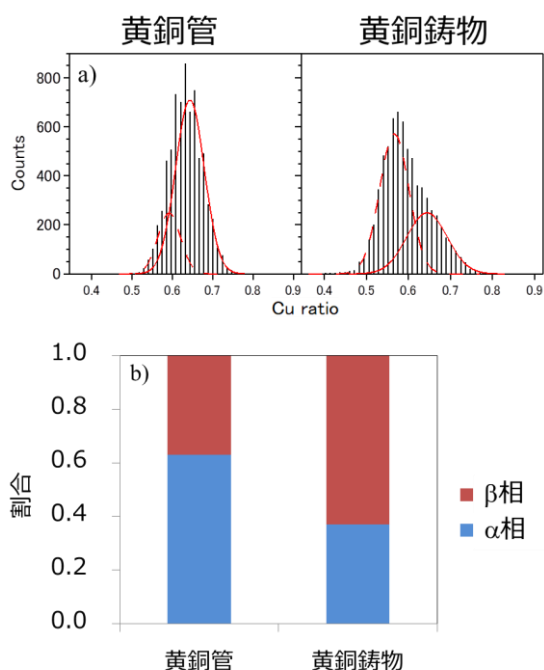


図7 黄銅管と黄銅鋳物中の a) 銅比率の頻度分布と b) α 相と β 相の割合

市場で使用される環境よりもより厳しい条件であると考えられる。今後、より実際に使用される水栓部品の腐食環境に近い、より安定した腐食試験が実施できるようになることが期待される。

水栓部品の脱亜鉛腐食は、製品の製造方法、部位、形状、水流の流速等によっても異なり、金属材料そのもの

要因に加えて、使用の状況、使用される水質等にも大きく影響されると考えられる。通常、水栓部品は10年以上の長期間において使用されるため、その期間の間にゆっくりと進行する脱亜鉛腐食による水栓部品の漏水等を低減させていくためには、今後、水栓部品やその材料についてより適切な脱亜鉛腐食性の評価を行うことに加え、発生頻度の高い地域の把握やその地域の水質等を分析・解析し、脱亜鉛腐食の発生する特定の環境を把握していく必要があると考えられる。

【謝 辞】

今回の研究にあたり、試験体をご提供いただいた関連企業様に深く感謝いたします。

【参考文献】

- 1) 山田ら, 鑄造工学, No.87, pp830-835, 2015
- 2) 板垣ら, 材料と環境, No.59, pp43-49, 2006
- 3) 水道水質データベース, <http://www.jwwa.or.jp/mizu/>, 日本水道協会
- 4) 三原ら, 岐阜県工業技術研究所研究報告書, No.6, pp31-34, 2018
- 5) 日本興業規格 JIS H 3250: 銅及び銅合金の棒
- 6) 三原ら, 岐阜県工業技術研究所研究報告書, No.5, pp29-32, 2017
- 7) Yabuki, Materials and Corrosion, 60, No.7, 2009
- 8) 長野博夫ら, よくわかる最新さびの基本としくみ, 秀和システム

鉄鋼製品に錆を生じさせない防食技術の開発 (第3報)

大川 香織、細野 幸太

Development of corrosion prevention technology on steel products (III)

Kaori OKAWA and Kota HOSONO

鉄鋼材料を劣化させる主な原因に腐食（錆）がある。製品に錆が発生すると、品質や性能・寿命を大きく損なう。鉄鋼材料は、水と酸素の存在下では錆が発生しやすく、いったん錆が生じると鉄の内部へ深く進行していくため、効果的な防食法が求められている。本研究では、鉄鋼材の表面に存在する nm オーダーの酸化皮膜に有機化合物を化学的に結合させることで緻密な有機皮膜で覆い、錆発生の原因となる水および酸素を遮断することで、鉄鋼材に対する簡便な防食法の確立を目指す。

鉄基板にホスホン酸処理を施し、鉄表面を緻密な有機皮膜で覆うことで、屋内環境のような電気伝導性の低い環境での赤さび発生を長期的に抑制できることがわかった。ホスホン酸誘導体による表面処理は、鉄系材料を使用した製品を屋内保管する際の防錆剤として期待される。

1. はじめに

鉄鋼材料は資源量が豊富であり、安価で加工特性に優れており、また様々な熱処理ができることから、世界で最も使われている材料の一つである。しかしながら、鉄は湿度と温度の影響を受けて、錆が非常に発生しやすい材料である。錆を防ぐには、金属表面をいかに水および酸素から遮断するかにかかっている。鉄鋼材を用いた製品は保管時に錆が発生しないよう防錆油を塗布し、防錆剤中の界面活性剤が鉄鋼材の表面に吸着して錆を防いでいる。しかしながら、鉄鋼材と界面活性剤は物理的に接触しているだけで、鉄鋼材表面と油の間には、時間の経過とともに水や酸素が浸入しやすくなる。その結果、防錆効果は持続的ではなく、長期保管時には定期的な塗り直しが必要で、かつ、使用前に脱脂工程が必須であり、手間がかかるため、コスト増の一因となる。鉄鋼材表面に錆を発生させない簡単な防食法の開発は、製造業界にとって大きなメリットがある。

金属表面へ有機分子を直接合成することは困難だが、ある特定の有機化合物が化学吸着し、緻密な有機皮膜を形成することが知られている^{1,2)}。これらの有機皮膜は自発的かつ規則的に集積されることから自己組織化単分子膜（Self-Assembled Monolayer、以下 SAM と略）と呼ばれ、基材表面と強固な化学結合により固定化される。これまでに当所において、カミソリ刃やメスに用いられているマルテンサイト系ステンレスである SUS420J2 表面をはじめ、鉄鋼材表面（S55C）への化学結合による撥水・撥油性を有する SAM 膜の形成を試み、基板表面に撥水・撥油性を付与することができた^{3,4)}。さらに、鉄表面を緻密な有機皮膜で覆うことで、屋内環境のような電気伝導性の低い環境での赤さび発生を抑制できることがわかった⁵⁾。現在、処理にはテトラヒドロフラン（THF）を用いているが、空気中の酸素と反応して徐々に過酸化物を生成するため、工場など現場作業では扱い

づらい。さらに、製品形状にあわせた浸漬法以外の処理方法も求められている。

本研究は、従来の浸漬法に代わる鉄鋼材に対する簡便な防食法の可能性について検討した。

2. 実験

2.1 基板および試薬

鉄（ニラコ株式会社、純度 99.84%）を基板として用いた。表面の有機汚染層を除去するために、ヘキサソールで超音波洗浄し、さらにアセトン、純水の順で超音波洗浄して送風乾燥器で乾燥し、試験に供した。ホスホン酸誘導体は、1H,1H,2H,2H-Perfluoro-n-decylphosphonic acid (C₁₀H₆F₁₇O₃P)（以下 PFDPA と略）（東京化成工業）または Undecylphosphonic Acid (C₁₁H₂₅O₃P)（以下と UDPA と略）（東京化成工業）を用いた（図 1）。

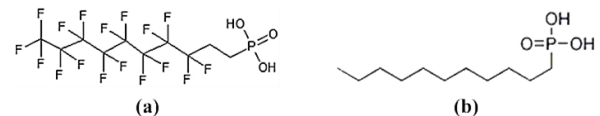


図 1 (a) PFDPA、(b) UDPA の構造式

2.2 基材へのホスホン酸皮膜の形成

ホスホン酸濃度が 1.0mM になるようテトラヒドロフラン（THF）、アセトン、メタノールおよびエタノールに PFDPA および UDPA を溶解し調整した。基板を各ホスホン酸溶液に浸漬、または溶液をスプレー容器に入れて噴霧し、風乾後、100°C で 1 時間加熱処理した。反応はすべて室温（25°C）で行った。反応後、溶媒で洗浄して未反応のホスホン酸誘導体を除去し、風乾して実験に供した。

2.3 基板表面の評価

2.3.1 接触角測定による撥水および撥油性の評

価

ステンレスまたはテフロンコーティングした注射針を取り付けたマイクロシリンジを使用し、室温 20°C で基板表面に純水または n-ヘキサデカンを 1μl または 2 μl 滴下し、協和界面科学株式会社製接触角計 DMs-200 を用いて接触角を測定した。5 回の平均値を接触角 θ とした。

2. 4 基板の耐食性評価

2. 4. 1 恒温恒湿下における耐食性評価

湿度の調整には湿度定点法を用いた。硫酸カリウム飽和水溶液をデシケーター内に静置し、室温 25°C における相対湿度 97%RH になるように調整した。ホスホン酸処理基板および未処理基板を静置し、経時変化を外観観察した。

3. 結果及び考察

3. 1 接触角測定による各種溶媒処理基板の撥水性および撥油性の評価

未処理およびホスホン酸各溶液処理基板の純水に対する接触角測定時の画像をそれぞれ図 2 および図 3 に示す。さらに、表 1 および表 2 に PFDPA 処理および UDPA 処理した基板の純水に対する接触角測定の結果と、参考に PTFE の接触角^{6,7)}を示す。

表 1 PFDPA 基板の純水に対する接触角

		純水 (°)
PFDPA	未処理	66.4
	THF	102.3
	アセトン	116.4
	メタノール	114.0
	エタノール	111.3
PTFE		104~114

表 2 UDPA 基板の純水に対する接触角

		純水 (°)
UDPA	未処理	66.4
	THF	121.0
	アセトン	106.1
	メタノール	99.7
	エタノール	108.1
PTFE		104~114

未処理鉄基板の接触角は、66.4°であった。鉄表面は親水性であると考えられているが、表面汚染により接触角が高く出ているものと思われる⁸⁾。図 2 および図 3 より、PFDPA 処理基板および UDPA 処理基板のいずれも水をよくはじいていることがわかる。表 1 より、PFDPA 処理基板は、どの溶媒でも PTFE に匹敵する 100°以上の接触角を示した。さらに表 2 より、UDPA 処理基板も同様に 100° 前後の接触角であった。金属の表面は化学吸

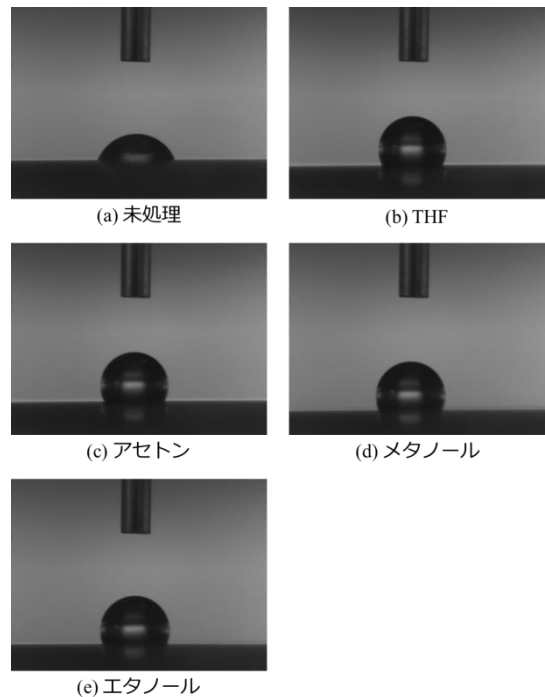


図 2 未処理鉄基板、PFDPA 処理鉄基板の純水に対する接触角測定 (a)未処理、(b)THF 溶液、(c)アセトン溶液、(d)メタノール溶液、(e)エタノール溶液

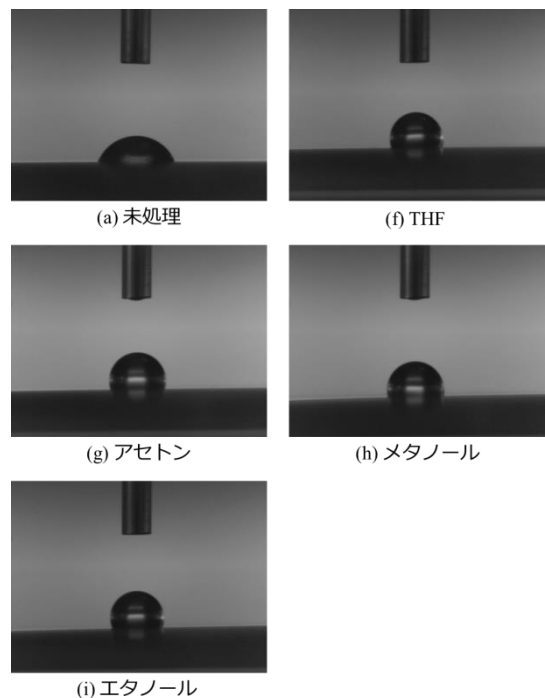


図 3 未処理鉄基板および UDPA 処理鉄基板の純水に対する接触角測定 (a)未処理、(f)THF 溶液、(g)アセトン溶液、(h)メタノール溶液、(i)エタノール溶液

着および物理吸着した水で覆われている。金属に防錆処理を行う場合、金属表面に存在する水が邪魔をして、防

錆剤が吸着しにくい⁹⁾。この場合、金属表面の水の H と反応しやすいアルコールやエーテルを用いると、表面の水が置換され、防錆剤が吸着しやすくなることが知られている⁹⁾。今回の結果も同様に、表面に存在する水と置換しやすい溶媒を用いたため、ホスホン酸誘導体が鉄表面に吸着しやすくなったものと考えられる。

以上の結果から、噴霧法に用いる溶媒として、スプレー等の素材への耐薬品性に影響の少ないエタノールを選定した。

3. 2. 噴霧法による PFDPA エタノール溶液処理の基板の撥水性および撥油性の評価

図4に 1.0mM PFDPA エタノール溶液を鉄基板に1回噴霧して表面処理した接触角測定時の画像と、表3に接触角測定の結果を示す。未処理基板の純水に対する接触角は 74.2°であるが、これは前述のように、表面汚染により接触角が高くでている。n-ヘキサデカンに対する未処理基板の接触角は 5°と非常に低い。一方、PFDPA 処理基板は、純水に対する接触角が 121.0°、n-ヘキサデカンに対する接触角が 66.4°と非常に高い撥水・撥油性を示した。噴霧法でも問題なく表面処理ができることが確認された。

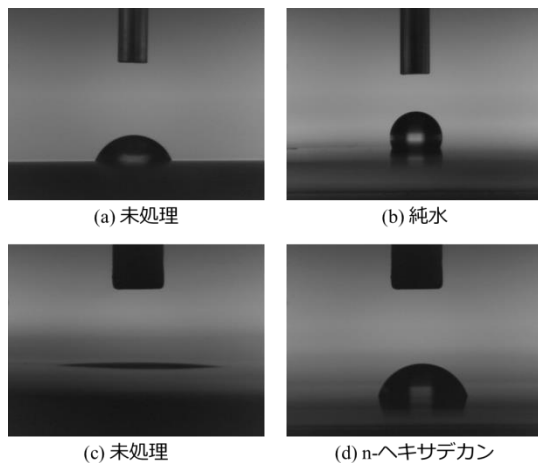


図4 未処理鉄基板および噴霧法による PFDPA 処理鉄基板の接触角測定

(a)未処理、(b)純水、(c)未処理、(d)n-ヘキサデカン

表3 未処理鉄基板および噴霧法による PFDPA 処理鉄基板の接触角

	純水 (°)	n-ヘキサデカン (°)
未処理	74.2	5.0
PFDPA 処理	121.0	66.4

3. 3. 恒温恒湿下における耐食性評価

約1年間静置した各基板の外観画像を図5に示す。未処理基板(図5(a))には目視ではっきりと確認できる赤さびが基板表面に広がっている。一方、PFDPA 処理基

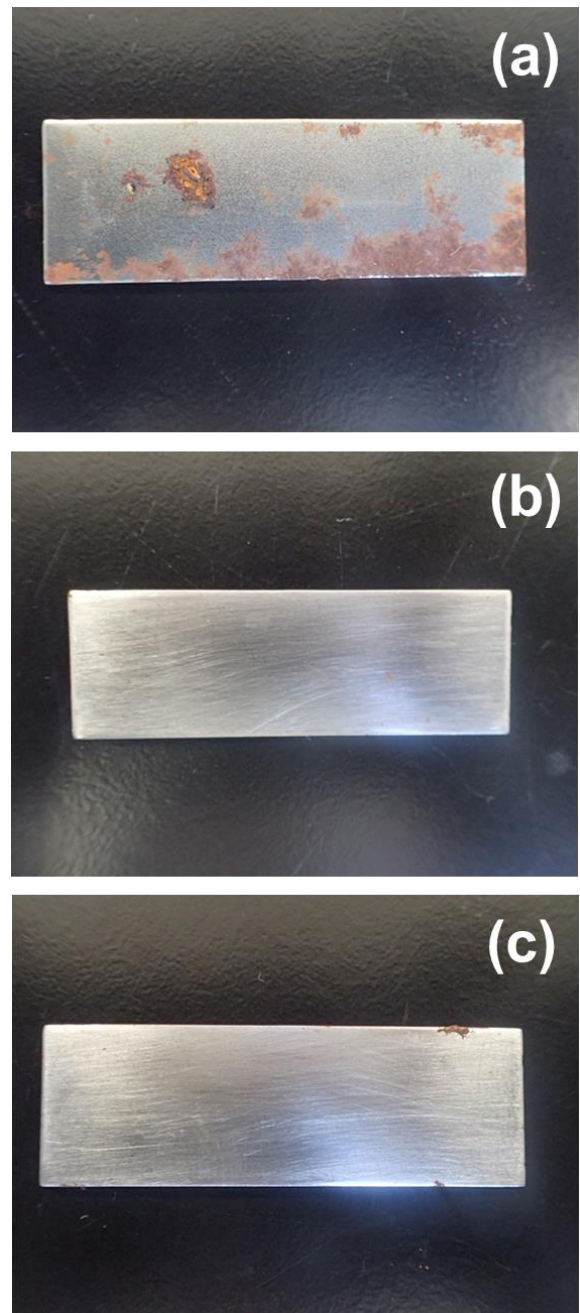
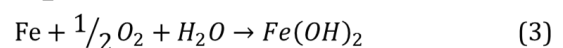
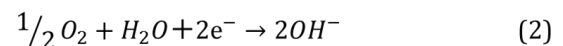
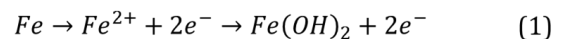


図5 各基板の外観画像

(a) 未処理、(b)PFDPA 処理、(c)UDPA 処理



板(図5(b))および UDPA 処理基板(図5(c))においては、図5(c)の縁に若干認められるものの、ほとんどさびは生じていない。鉄が水中で赤さびを生じる反応は式(1)、式(2)および式(3)で示される¹⁰⁻¹¹⁾。式(3)で生じた Fe(OH)₂ は溶存酸素と反応してオキシ水酸化鉄 (FeOOH)

となり、さらに酸化や脱水反応を繰り返して最終的に Fe_2O_3 となる。これらの反応は基板表面近傍で起こる。鉄の腐食は(2)式の反応が全体を支配する¹²⁾。

今回の実験環境下では、湿度が高いので、鉄表面の電気伝導性はあるものの導電率が低いので、イオン伝導が難しい。そのため、基板表面では式(2)の反応が進むことができる領域は対となる式(1)が生じているところに限定され、導電率が高い場合に比べ、腐食速度は低下する⁹⁾。さらに、鉄表面の酸化膜は親水性であり、表面への水の吸着量は雰囲気相の相対湿度が 80%RH 以上で急増し、吸着した水分子は局所的なクラスターを形成することが示唆されている¹³⁾。以上のことから、未処理基板では、赤さびの発生が進行しやすいものと考えられる。一方、ホスホン酸処理基板の表面は、ホスホン酸皮膜により疎水性となっており、表面には水が吸着しづらく、鉄がイオン化されにくい。さらに、ホスホン酸処理基板上のホスホン酸は長期的にも分解することなく存在しており、その結果、電子の移動が起こらず、式(1)、式(2)および式(3)が生じないため、赤さびの発生が抑制されると考えられる。また、フッ素系ホスホン酸誘導体を用いなくても、アルキルホスホン酸誘導体で高い防錆効果が示されており、アルキル鎖を長くすれば、ホスホン酸皮膜の膜厚を厚くできるので、鉄表面への水の接触がさらに抑制され、さらなる防錆効果が期待できる。

これらの結果から、ホスホン酸誘導体による鉄基板への表面処理は、電気伝導性の低い環境での赤さび発生を長期的に抑制できる可能性が高い。鉄系材料を使用した部品等を屋内保管する際の防錆剤として期待される。

4. まとめ

鉄基板にホスホン酸処理を施し、鉄表面を緻密な有機皮膜で覆うことで、錆発生の原因となる水および酸素を遮断し、鉄系材料に対する簡便な防食法の検討を行った。その結果、浸漬法だけでなく、噴霧法による処理も有効であることがわかった。防食性については、屋内環境のような電気伝導性の低い環境での赤さび発生を長期的に抑制できることがわかった。ホスホン酸誘導体による表面処理は、鉄系材料を使用した製品を屋内保管する際の防錆剤として期待される。

【参考文献】

- 1) 杉村博之ら, 表面技術, 62(2), pp98-103, 2011
- 2) 高井治ら, 表面技術, 55(12), pp758-763, 2004
- 3) 大川ら, 工業技術研究所研究報告 No.3, pp9-11, 2015
- 4) 大川ら, 工業技術研究所研究報告 No.4, pp33-36, 2016
- 5) 大川ら, 工業技術研究所研究報告 No.5, pp - , 2017
- 6) 藤田英二, ダイキン工業 テクニカル資料
- 7) 小林秀樹, 色材, 68(12), pp735-740, 1995
- 8) 角田光雄, オレオサイエンス, 1(5), pp525-531, 2001
- 9) 村川亨男, 実務表面技術, 25(6), pp258-262, 1978
- 10) 原信義, J. Vac. Soc. Jpn., 44(10), pp860-865, 2001
- 11) 笛木和雄, 色材, 39(6), pp286-296, 1966
- 12) 井上博之, ソルトサイエンスシンポジウム, pp1-4, 2012
- 13) 石川雄一ら, 材料と環境, 40, pp540-544, 1991

複合材料關係

CFRTP を活用した超軽量下肢装具の開発（第7報）

— CFRTP 製下肢装具開発の進展 —

千原 健司、仙石 倫章、西垣 康広、鈴木 貴行
青木 隆明*、後藤 学**、浜田 篤至**、篠田 信之***、菅原 政範***Development of the ultralight lower extremity orthosis using Carbon Fiber Reinforced Thermoplastics (VII)
- Progress of orthosis using CFRTP -Kenji Chihara, Tomoaki Sengoku, Yasuhiro Nishigaki, Takayuki Suzuki
Takaaki Aoki*, Manabu Goto**, Atsushi Hamada**, Nobuyuki Shinoda*** and Masanori Sugawara***

県では、患者や障がい者等の生活の質の向上、及び医療福祉機器分野の産業振興を目的としてヘルスケア機器開発プロジェクトを平成26年度から進めている。その中で当研究所では、加熱により再成形ができ、軽量、高強度、高剛性の特長をもつ熱可塑性炭素繊維複合材料（以下、「CFRTP」）が、人体に合わせた調整が必要で軽量化が望まれる装具に有効と考え、CFRTP を活用した下肢装具の開発を進めてきた。

平成26～27年度には、CFRTP の設計／成形／評価技術を確立し、平成28年度からは具体的な医療・福祉ニーズに基づいた開発に取り組み、脳卒中患者リハビリ用の長下肢装具などを実用化した。本年度は、実用化した長下肢装具を改良するとともに、CFRTP を既存のプラスチック製短下肢装具に対して新たに応用した。

1. はじめに

炭素繊維は軽くて強く、鉄の約4分の1の比重で、約10倍の比強度があると言われている。なかでも近年、自動車等へ適用され始めた CFRTP は、加熱により材料が軟化し再成形できることから、人体に合わせた調整が必要で軽量化が望まれる装具に有効と考えられる。

これまで地域の産学官による開発体制と設備を整備¹⁾、CFRTP の設計／成形／評価技術を確立し^{2,3)}、平成28年度からは具体的な医療・福祉ニーズに基づいた開発に取り組み、CFRTP 製の脳卒中患者リハビリ用長下肢装具及び靴に容易に着脱可能な下肢装具を実用化した⁴⁾。

プロジェクト最終年度となる本年度は、これまでに実用化した長下肢装具の改良や CFRTP を既存のプラスチック短下肢装具へ新たに応用した例について報告し、今後の CFRTP の装具への適用について展望する。

2. 脳卒中患者リハビリ用の長下肢装具の改良

一昨年度に実用化した脳卒中患者リハビリ用の長下肢装具（図1右）は、大腿部から下腿部までの部品を CFRTP で製作し、足部のプラスチック製短下肢装具（以下、「PAFO」）と連結することにより構成し、麻痺の程度が軽くなれば CFRTP 部分を外すことにより足部の PAFO をそのまま継続して使用することができるため経済的であり、従来の金属品（図1左）よりも軽量で使いやすいと患者、医療関係者ともに好評であった。



図1 脳卒中患者リハビリ用の長下肢装具
（左：従来の金属品、右：旧開発品）

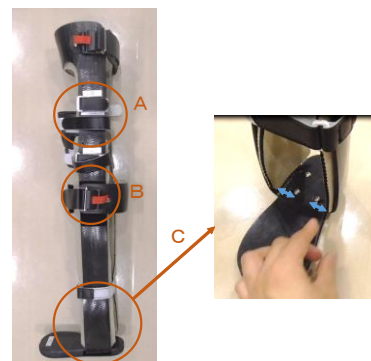


図2 改良した CFRTP 製長下肢装具

今回、本装具を利用する中で新たに、足の長さや太さに応じて調整しやすく、靴を履いたままリハビリができるもの、というニーズを医療関係者からいただき、図2に示す CFRTP 製下肢装具を新たに設計、試作した。

本装具は、Aの部分で CFRTP 部品が上下に分割でき、縦に設けた複数の連結穴により、長さ調整が可能である。

* 岐阜大学医学部リハビリテーション科

** ㈱今仙技術研究所

*** 名光ブレース㈱

また、Bの部分が面ファスナーになっており、膝当ての高さが調整可能である。また、Cの部分でL字部品を向かい合わせて下部品の長穴にネジ止めすることにより、幅の調整が可能である。本構成により足の長さや太さに応じて調整でき、なおかつ鉛直軸に対して左右対称であるため、同じ装具を両足で使用することが可能である。

本開発品を岐阜大学病院にて臨床評価し⁵⁾、実用した。また本品のCFRTP部品の成形は、これまでのダイヤモンド成形機による成形²⁾から、VaRTM成形に変更している。本手法は、義肢装具士が義足ソケット等を製作するために習得しているため、一般的な義肢装具会社により本開発品を全て製作することが可能である。

3. CFRTPのプラスチック製短下肢装具への応用

全てをCFRTPで製作した短下肢装具は、非常に剛性が高いことが判明²⁾しており、そのままの使用はリハビリには適していない。しかしながら、リハビリに使用される一般的なPAFOは、踵部分がくり抜いてあるため剛性が低く、特にねじれ方向の剛性が弱い。脳卒中患者によくみられる内がえし（底屈、内転、回外が同時に起こる足先の変形、方向の定義は図4左を参照）の抑制が十分でない課題がある。そこで、CFRTPを部分的に用いて、PAFOを効率的に補強する手法を、シミュレーション解析を基に検討した。なお、解析はSolidWorks Simulation Premium2015により実施した。

まず、PAFOをモデル化し、内がえしの変位を強制的に与え、内部に発生する応力分布をシミュレーションにより確認した（図3）。この結果、内がえし方向と逆の外側面に高い応力分布が見られたため、この部分を補強すれば効果的に変位を抑制できると考えた。

次に、図4右の箇所を、あらかじめ物性値を取得しておいたCFRTP（外層が平織、内層がUDの1mm厚材）で補強し、内層UD材の配向方向を変えた場合に対し、各変位を比較した結果を表1に示す。なお、荷重は上記の内がえし時のシミュレーションに与えた荷重とし、また比較のため、補強をしない場合及び内側面を補強した結果を併記した。この結果、外側面を繊維方向60°もしくは-30°に配向したCFRTP材で補強すると、効果的に内がえしに対して剛性を強化できることが分かった。解析結果を基に、PAFOにCFRTP補強材を組み付けた試作を図5に示す。主観評価において内反（特に回外が大きい症状のこと）に対し剛性の向上を確認できた。これを用いて、岐阜大学病院にて臨床評価を行った結果、内反が強い患者の歩行を改善できることを確認した。

4. まとめ

5カ年間の研究開発によりCFRTPの利用技術を開発し、脳卒中リハビリ用長下肢装具や既存のPAFOに効果的に応用できることを実証した。

平成30年度からは厚労省が定める補装具費支給制度

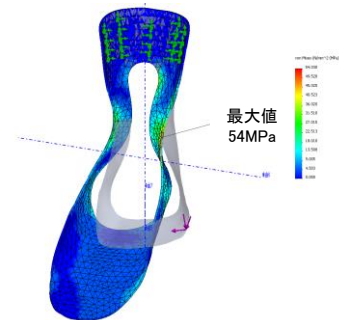


図3 内がえし時のPAFOの応力解析

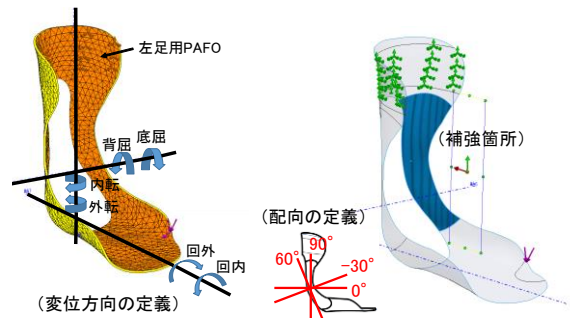


図4 補強における解析条件

表1 解析結果

補強方法 内層UD材の配向	補強なし	外側を補強				
		90°	90°	60°	0°	-30°
底屈を-、背屈を+と表記	-25.7°	-14.4°	-9.3°	-10.1°	-10.5°	-10.8°
回外を-、回内を+と表記	-11.1°	-30.9°	5.9°	2.6°	5.3°	3.3°
内転を-、外転を+と表記	-19.3°	-3.3°	-4.6°	-1.7°	-3.5°	-1.4°



図5 CFRTP補強材を適用した試作

が改正され、炭素繊維複合材料による装具が新たに保険適用となり、今後より一層のCFRTPの利用増加が見込まれる。当所では、これまでに蓄積した技術により、本材料を活用する企業等を支援する所存である。

【参考文献】

- 1) 千原, 道家, 仙石, 萱岡, 田中, 岐阜県工業技術研究所研究報告 No.3, pp33-38, 2015
- 2) 千原, 仙石, 道家, 萱岡, 岐阜県工業技術研究所研究報告 No.4, pp41-44, 2016
- 3) 千原, 仙石, 道家, 萱岡, 岐阜県工業技術研究所研究報告 No.5, pp40-43, 2017
- 4) 千原, 仙石, 西垣, 鈴木, 岐阜県工業技術研究所研究報告 No.6, pp43-44, 2018
- 5) 青木ほか, 日本義肢装具学会誌 JSPO 34, pp126, 2018

次世代自動車・航空機部品の製造に必要な異種材料接合技術の開発（第5報）

－ FRP-FRP 接合技術の開発3 －

西垣 康広、仙石 倫章、鈴木 貴行、山田 孝弘

Development of joining dissimilar materials for production of next generation vehicle parts and aircraft parts (V) - Development of joining technology of FRP and FRP (III) -

Yasuhiro Nishigaki, Tomoaki Sengoku, Takayuki Suzuki and Takahiro Yamada

本研究ではFRPを効率良く、強固に接合する技術を開発することを目的とし、超音波溶着による接合技術、及び他の接合技術との複合化による接合技術を確立する。

超音波溶着技術により熱可塑性炭素繊維強化プラスチック（CFRTP）を接合する基礎研究として、これまでにマトリックス樹脂が結晶性樹脂であるナイロン66（PA66）のCFRTP（CF/PA66）と非結晶性樹脂であるポリカーボネート（PC）のCFRTP（CF/PC）を用いて同種材接合の溶着条件を検討してきた。

本年度はマトリックス樹脂が結晶性樹脂であるナイロン6（PA6）のCFRTP（CF/PA6）と非結晶性樹脂であるポリカーボネートのCFRTP（CF/PC）を用いて、異種材接合の溶着条件を検討し、引張せん断試験により溶着強度を評価した。その結果、ホーンの設定圧力が0.1MPa、溶着時間が2秒、振幅が30 μ mの条件において、溶着強度は約7MPaであった。

1. はじめに

近年、CFRPやGFRP等のFRPは軽量化部材として、金属材料が使用されている部品からの代替利用が検討されている。特にCFRPは、軽量、かつ、高強度であるという優れた特性を有し、次世代自動車・航空機産業を中心に利用拡大に向けた製品開発が進められている。

これまで本研究所では、CFRTPの製品化に向けた支援を目的とし、「ぎふ成長産業強化プロジェクト」においてCFRTPの成形加工技術を確立してきたり、CFRTPの製品化においては、次の段階として成形部品を他の部品（部材）と接合する技術が必要となっている。現在、FRP部品を他の部品（例えば金属部品）と接合するには、穴をあけてボルトで固定する「機械的締結」が中心となっている。しかし、穴あけ加工時にFRP部品やFRP内部の炭素繊維を破損する危険性があるとともに工程数が多くなることが課題である。そこで、FRPの製品化に向けて、FRPに適した接合技術の確立が必要不可欠となっている^{2,3)}。

本研究では、FRPを効率良く強固に接合する技術を開発することを目的とし、超音波溶着による接合技術、及び他の接合技術との複合化による接合技術を確立する。

超音波溶着による接合技術の基礎研究として、これまでにマトリックス樹脂が結晶性樹脂であるナイロン66のCFRTP（CF/PA66）と非結晶性樹脂であるポリカーボネートのCFRTP（CF/PC）を用いて、同種材接合の溶着条件を検討し、引張せん断試験により溶着強度を評価してきた^{4,5)}。

本年度は、マトリックス樹脂が結晶性樹脂であるナイロン6のCFRTP（CF/PA6）と非結晶性樹脂であるポ

リカーボネートのCFRTP（CF/PC）を用いて異種材接合の溶着条件を検討し、引張せん断試験により溶着強度を評価して知見を得たので報告する。

2. 実験

2.1 試験片

試験片は、炭素繊維とマトリックス樹脂がナイロン6とポリカーボネートの複合材料であるCF/PA6(Bond-Laminates 製 TEPEX 202)とCF/PC(TENCATE 製 TC925FST)を用いた。試験片は厚さがそれぞれ2mm、1.8mmのCFRTP板材を100mm \times 25mmに切り出した。

2.2 超音波溶着接合

超音波溶着による同種材接合（以後接合の材料組合せをCF/PC-CF/PC、CF/PA6-CF/PA6と表記）と異種材接合（以後接合の材料組合せをCF/PC-CF/PA6と表記）は、超音波溶着機（精電舎電子工業（株）製 D Σ G2210）を用いて所定の溶着条件において行った。溶着条件は、振幅は30 μ m、ホーンの設定圧力は0.1MPa、0.3MPaとし、溶着時間は1秒、2秒、3秒、溶着後のホールド時間は10秒とした。なお、溶着時間は超音波を加振した時間とし、溶着エネルギーは溶着時間中に試験片に与えたエネルギーとした。

2.3 温度履歴測定

超音波溶着における基礎的な実験条件を検討するために温度履歴測定を行った。温度履歴測定用試験片は、前報⁵⁾と同様に100mm \times 25mmの試験片の端部から25mm重ね、下側の試験片の重なり部分の中心付近に ϕ 0.1mmの熱電対を埋め込み、データロガーを用いて各溶着条件における試験片の温度変化を測定した。

2. 4 引張せん断強度測定

超音波溶着による CF/PC-CF/PC、CF/PA6-CF/PA6 と CF/PC-CF/PA6 の溶着強度を把握するために、シングルラップ継手試験を行った。溶着強度測定用試験片は、温度履歴測定用試験片と同様の溶着条件で作製した。その後、万能材料試験機（株）島津製作所製 AG-IS 100kN）により引張せん断試験を行い、溶着部が破壊する最大荷重を溶着強度とした。なお、試験片のチャック部分の厚みが一定となるように補助板(25mm×25mm)の板材を張り付けて引張試験を行った。また、引張試験後の試験片の破断した溶着面を観察することにより、マトリックス樹脂の熔融状態を評価した。

3. 結果及び考察

3. 1 温度履歴

ホーンの設定圧力を 0.1MPa と 0.3MPa、溶着時間を 5 秒とし、CF/PC-CF/PC、CF/PA6-CF/PA6 と CF/PC-CF/PA6 を超音波溶着した時の温度履歴をそれぞれ図 1、図 2 に示す。

図 1 より、ホーンの設定圧力が 0.1 MPa では、超音波加振開始後約 1 秒で全ての接合品の界面温度が 400°C から 450°C 付近まで急激に上昇し、加振中はそれぞれのマトリックス樹脂の融点やガラス点移転以上の温度を保持し、加振終了後は急激に降下することが分かった。

図 2 より、ホーンの設定圧力が 0.3MPa では、ホーンの設定圧力が 0.1MPa の温度履歴と同様に全ての接合品の界面温度は超音波加振開始後約 1 秒で 430°C から 500°C まで上昇し、加振中は温度が一定もしくは徐々に低下し、加振終了後は急激に温度が低下することが分かった。ホーンの設定圧力が高い方が振動エネルギーが大きくなり、界面温度が高くなったと考えられる。

3. 2 溶着強度評価

ホーンの設定圧力を 0.1MPa と 0.3MPa として超音波溶着した CF/PC-CF/PC、CF/PA6-CF/PA6 と CF/PC-CF/PA6 の溶着時間と溶着強度の関係をそれぞれ図 3、図 4 に示す。

図 3 より、ホーンの設定圧力が 0.1MPa では、CF/PC-CF/PC の溶着強度は溶着時間に比例して高くなったが、CF/PA6-CF/PA6 と CF/PC-CF/PA6 の溶着強度は溶着時間と比例せず、溶着時間が 2 秒、3 秒では同じ又は多少低下することが分かった。

次に図 4 より、ホーンの設定圧力が 0.3MPa では CF/PC-CF/PC、CF/PA6-CF/PA6 と CF/PC-CF/PA6 の溶着強度は、ホーンの設定圧力が 0.1MPa における溶着強度と異なっており、CF/PA6-CF/PA6 の溶着強度は、溶着時間が 1 秒で最大となり、溶着時間が長くなると溶着強度は低下し、CF/PC-CF/PC と CF/PC-CF/PA6 の溶着強度は溶着時間が 2 秒において最大となり、3 秒では低下することが分かった。それぞれの試験片の溶着強度はいずれの溶着

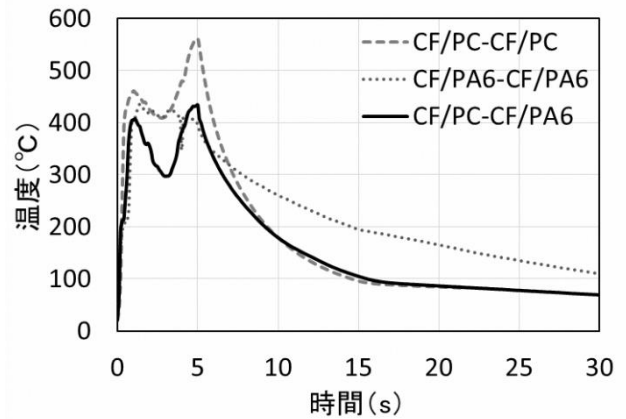


図1 CF/PC-CF/PC、CF/PA6-CF/PA6 と CF/PC-CF/PA6 の温度履歴（ホーンの設定圧力：0.1MPa）

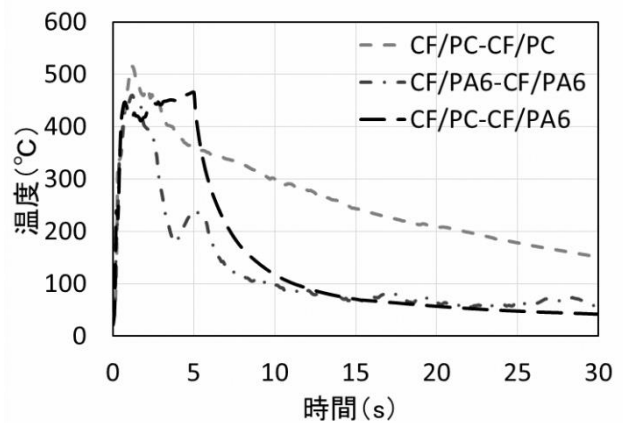


図2 CF/PC-CF/PC、CF/PA6-CF/PA6 と CF/PC-CF/PA6 の温度履歴（ホーンの設定圧力：0.3MPa）

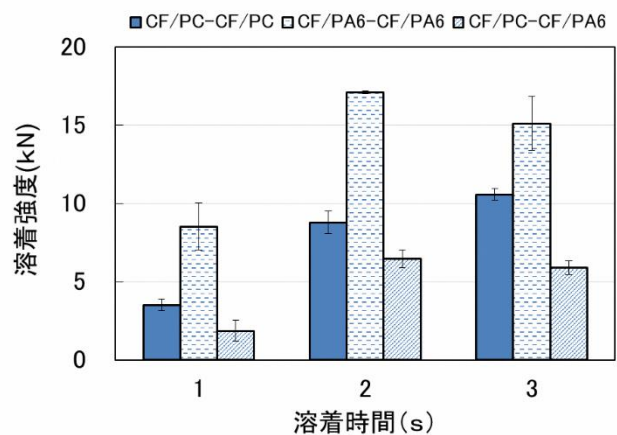


図3 CF/PC-CF/PC、CF/PA6-CF/PA6 と CF/PC-CF/PA6 の溶着時間と溶着強度（ホーンの設定圧力：0.1MPa）

時間においても CF/PA6-CF/PA6 > CF/PC-CF/PC > CF/PC-CF/PA6 であった。これはマトリックス樹脂の強度（PA6 > PC）とマトリックス樹脂の相溶性（同種材 > 異種材）が影響していると考えられる。

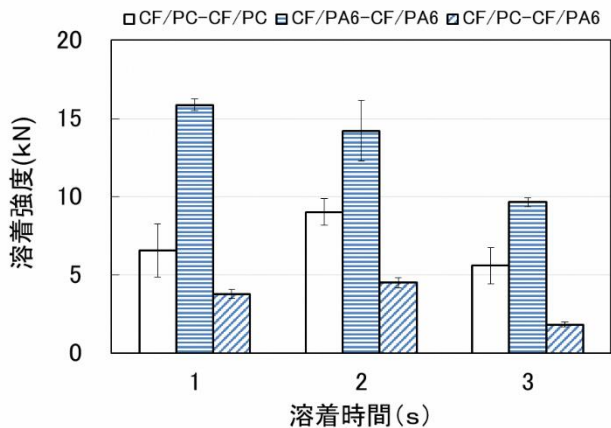


図4 CF/PC-CF/PC、CF/PA6-CF/PA6 と CF/PC-CF/PA6 の溶着時間と溶着強度 (ホーンの設定圧力 : 0.3MPa)

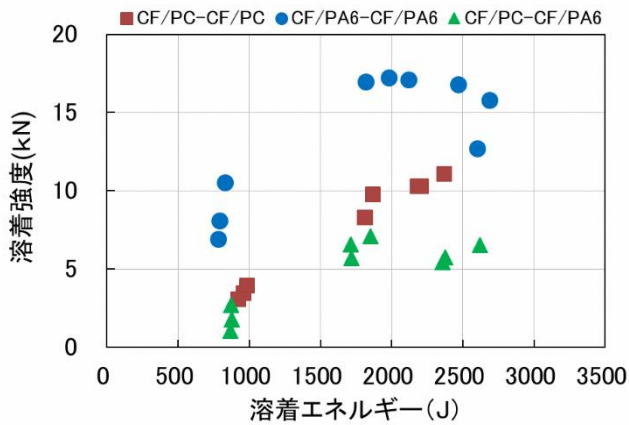


図5 CF/PC-CF/PC、CF/PA6-CF/PA6 と CF/PC-CF/PA6 の溶着エネルギーと溶着強度 (ホーンの設定圧力 : 0.1MPa)

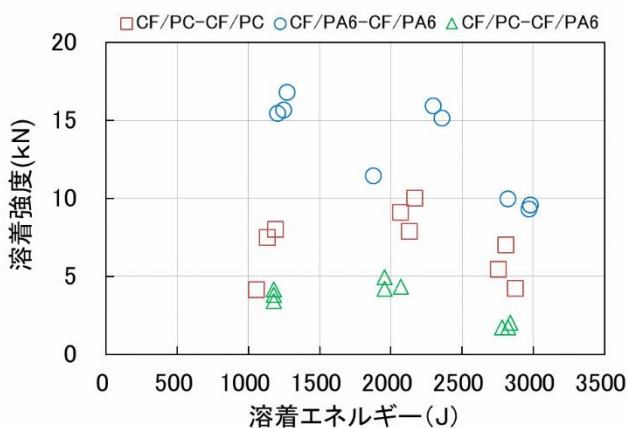


図6 CF/PC-CF/PC、CF/PA6-CF/PA6 と CF/PC-CF/PA6 の溶着エネルギーと溶着強度 (ホーンの設定圧力 : 0.3MPa)

次にホーンの設定圧力が0.1MPaと0.3MPaにおいて超音波溶着したCF/PC-CF/PC、CF/PA6-CF/PA6とCF/PC-CF/PA6の溶着エネルギーと溶着強度の関係をそれぞれ

図5、図6に示す。

図5より、CF/PA6-CF/PA6の溶着強度は、溶着エネルギーが約2500Jまでは比例関係があり高くなったが、2500J以上では若干低下した。一方、CF/PC-CF/PCの溶着強度は溶着エネルギーに比例して高くなり、CF/PC-CF/PA6の溶着強度は溶着エネルギーが1700J以上では、ほぼ同じ溶着強度となることが分かった。

図6より、全ての接合品において溶着エネルギーが約2300Jまでは溶着強度の低下は見られなかったが、2300J以上では溶着強度が低下することが分かった。

図5、図6よりホーンの設定圧力に応じて溶着強度が最大となる溶着エネルギーの最適値が存在し、それ以上の溶着エネルギーでは溶着強度が低下するため、最適値以上の溶着エネルギーは余剰なエネルギーであると考えられる。

3.3 破断面観察

ホーンの設定圧力が0.1MPaと0.3MPaにおいて溶着時間が1秒、2秒、3秒で作製したCF/PC-CF/PA6の引張試験後の破断面をそれぞれ図7-a)、-c)、-e)と図7-b)、-d)、-f)に示す。

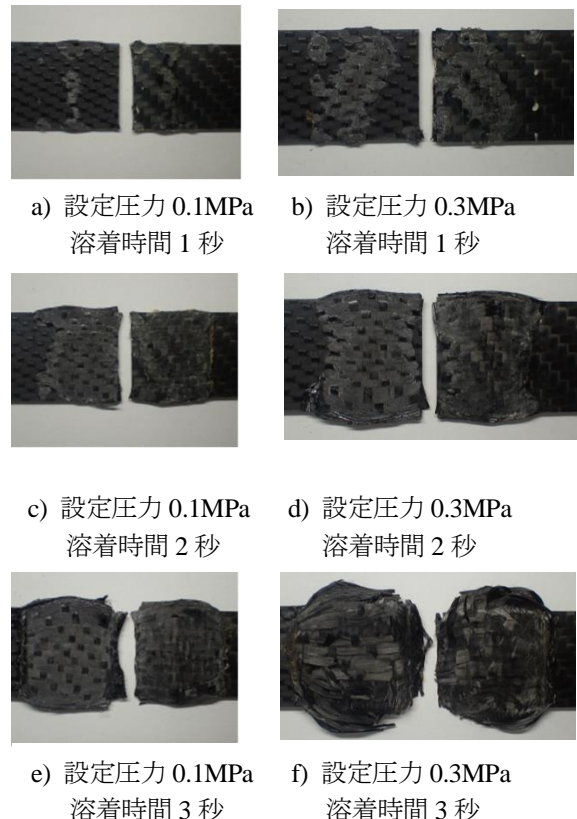


図7 CF/PC-CF/PA6の引張試験後の破断面

図7-a)より、CF/PCとCF/PA6のどちらの破断面においても界面は一部だけが溶融しており、図7-c)より、溶着時間が2秒では重ね合わせた部分はほぼ全面が溶融しており、図7-e)より、溶着時間が3秒では重ね合わせた全面が溶融し、炭素繊維が多少はみ出していることが分

かった。これは図1の温度履歴から超音波の加振直後から界面温度は融点、ガラス転移点以上の温度であるため、溶着時間が長くなると界面の熔融面積が増加すると考えられる。また、図5の溶着エネルギーと溶着強度の関係から溶着時間が3秒では溶着エネルギーが余剰であると考えられるため、炭素繊維もはみ出したと考えられる。

次にホーンの設定圧力が0.3MPaにおいて、図7-b)より、溶着時間が1秒では重ね合わせた部分の約半分が熔融し、図7-d)より、溶着時間が2秒では重ね合わせた部分のほぼ全面が熔融しており、図7-f)より溶着時間が3秒では重ね合わせた部分が全面熔融したことに加え、炭素繊維が乱れたことが分かった。これも図2の温度履歴と図6の溶着エネルギーと溶着強度の関係からホーンの設定圧力が0.1MPaと同様の傾向が見られた。ホーンの設定圧力が0.3MPaでは、ホーンの設定圧力が0.1MPaにおける加振直後の界面温度より高く、同じ溶着時間でも溶着エネルギーが高いことが原因であると考えられる。

また、CF/PC-CF/PCとCF/PA6-CF/PA6の破断面は、CF/PC-CF/PA6の破断面と同様な傾向が見られた。

4. まとめ

超音波溶着によりCF/PCとCF/PA6の同種材接合と異種材接合の溶着条件を検討し、次の結果を得た。

- 1) 温度履歴から、いずれのホーンの設定圧力においても、超音波加振開始後から接合品の界面温度は400℃から500℃付近まで急激に上昇し、加振中はそれぞれのマトリックス樹脂の融点やガラス転移点以上の温度を保持し、加振終了後は急激に降下した。
- 2) 試験片の溶着強度は、ホーンの設定圧力と溶着時間により決まるが、いずれのホーンの設定圧力及び溶

着時間においてもCF/PA6-CF/PA6>CF/PC-CF/PC>CF/PC-CF/PA6であった。これはマトリックス樹脂の強度(PA6>PC)とマトリックス樹脂の相溶性(同種材>異種材)が影響していると考えられる。

- 3) 溶着エネルギーと溶着強度の関係から、ホーンの設定圧力に応じて溶着強度が最大となる溶着エネルギーの最適値が存在し、それ以上の溶着エネルギーでは溶着強度が低下するため、最適値以上の溶着エネルギーは余剰なエネルギーであると考えられる。
- 4) いずれの試験片においても引張試験後の破断面の熔融面積と溶着強度には密接な関係があり、溶着時間が長くなると熔融面積は増加するだけでなく、炭素繊維ははみ出し、炭素繊維が乱れてくることが分かった。

【謝 辞】

本研究の遂行にあたり、共同研究先の岐阜大学工学部 仲井教授に、ご指導・ご助言をいただきましたことに深く感謝いたします。

【参考文献】

- 1) 道家ら, 岐阜県工業技術研究所研究報告 No.4, pp45-48, 2016
- 2) 原賀康介・佐藤千明, 自動車軽量化のための接着接合入門, 日刊工業新聞社, 2015
- 3) 中田一博, 異種材料接合, pp95-120, 日経BP社, 2014
- 4) 道家ら, 岐阜県工業技術研究所研究報告 No.5, pp44-47, 2017
- 5) 西垣ら, 岐阜県工業技術研究所研究報告 No.6, pp45-48, 2018

次世代自動車・航空機部品の製造に必要な異種材料接合技術の開発（第6報）

— 異種金属接合技術の開発 —

柘植 英明、小川 大介、山田 孝弘

Development of joining dissimilar materials for production of next generation vehicle parts and aircraft parts (VI) - Development of joining technology of dissimilar metal materials -

Hideaki Tsuge, Daisuke Ogawa and Takahiro Yamada

本研究では、超音波金属接合における接合メカニズムを明らかにし、接合強度の向上およびバラつきの少ない安定した接合技術の開発を目指している。今年度は、接合時における界面温度の測定、接合界面の加工面性状が接合強度に与える影響、更にはローレット加工が施されていないホーンによる接合性能について検討を行った。その結果、超音波接合における界面温度は、接合材料の組み合わせによって異なり、界面温度は熱伝導率が高い材料程低くなることが分かった。接合界面の表面性状は接合強度に影響を及ぼし、表面粗さが大きくなるほど接合強度が高くなる傾向があった。また、ローレット加工の無いホーンの接合性能は、振幅が小さい場合や加振時間が短い場合には、ローレット加工が有るホーンよりも接合強度が高い傾向にあるが、振幅が大きく加振時間が長い場合には、ローレット加工の有無による顕著な差異は見られなかった。

1. はじめに

製品の軽量化には、必要となる性能を有する部材を適材適所に用いるマルチマテリアル化を図ることが必要であり、このためには異種材料の接合技術が重要となっている。しかし、金属材料の接合においては、リベット等による機械的接合や溶接・圧接等による冶金的接合が一般的に用いられている。中でも溶接は、輸送機器の構造部品等の接合に用いられているが、異種材料接合においては材料の組合せによっては、脆弱な金属間化合物が形成されるために必要な接合強度が得られないことが課題となっている^{1,2)}。

そこで、摩擦攪拌接合などの熔融を伴わない固相接合法が盛んに研究されており、その中の一つとして超音波接合法がある。超音波接合法は、超音波接合用工具（ホーン）によって接合面に圧力を加え、上側の材料に接合面と平行な向きに振動を印加することで接合界面に摩擦を生じさせる。この摩擦とホーン加圧による界面の塑性流動によって、金属表面の吸着分子や酸化層が破壊されることで接合材料の金属原子同士が接近し、原子間結合により接合が行われる。この超音波接合法は、接合界面に脆弱な金属間化合物が形成され難いことや、熱影響によるひずみが生じないなどの優れた特長を有しているが、表面にホーンおよびアンビルによる圧痕ができることや、接合材料の表面状態に大きく影響を受けるため、安定した接合強度が得られないなどの課題がある³⁾。

昨年度は、同種金属材料および異種金属材料の超音波接合における、ホーンのローレットピッチの違いによる接合強度の差異と、加圧力、加振時間および振幅が接合強度に及ぼす影響について検討を行った。その結果、ローレットピッチが小さくなると、接合強度がやや低下した。また、加振時間および振幅が増加するに従って接合

強度は高くなる傾向が見られた⁴⁾。

今年度は、超音波接合時における接合界面の温度および接合面の粗さが接合強度に及ぼす影響について検討した。さらに、ローレット加工の無いホーンを用いた超音波接合における接合性能について検討を行った。

2. 実験

2.1 実験装置および実験方法

接合には超音波金属接合機（日本アビオニクス(株)、SW-3500-20/SH-H3K7）を用い、接合材料には板厚 1mm のアルミニウム合金 A5052 および A2017、純銅 C1100、冷間圧延鋼板 SPCC を、長さ 100mm、幅 15mm に切断した試料を用いた。接合方法として、2 枚の試料を 15mm 重ね合わせるシングルラップ接合を行った。

界面温度の測定方法は、図 1 に示すように下側試料の接合面の外側から、深さ 0.5mm の半円状の溝をホーン加圧面の端まで加工し、そこに K 熱電対を差し込んで温度計測を行った。なお、K 熱電対は素線径 $\phi 0.1\text{mm}$ のものを用い、サンプリング周波数を 10Hz として計測を行った。

次に、接合面性状が接合強度に及ぼす影響を検討するために、接合界面を電解研磨した試料を用いて接合実験を行った。さらに、#40 および#80 の電着ダイヤモンドバーを用いて研削加工した試料、幅 1mm、深さ 0.3mm の三角溝を切削加工した試料の 3 種類を作製した。一例として、図 2 に加工した C1100 材の試料表面の状態をマイクロスコープにより観察し、3D 合成した画像を示す。未加工のときの C1100 材の表面粗さは、 $Rz1\mu\text{m}$ 程度であり、#80 研削加工面は $Rz50\mu\text{m}$ 、#40 研削加工面は $Rz100\mu\text{m}$ 程度となっている。なお、加工した試料の接

合においては、ホーン側(上側)は未加工面とし、アンビル側(下側)のみを加工した面にして接合実験を行った。界面温度の計測及び加工面性状に関わる実験に使用するホーンは、約10×10mmの加圧面を有し、試料界面に振動が伝わるように、高さ0.5mm、ピッチ1.0mm、頂点の角度90°の正四角錐形状のローレット加工が施されている。下側の試料を保持するアンビルにおいてもホーンと同様のローレット加工が施されている。

ホーンのローレット形状の検討の一つとして、ローレット加工の無いホーンの接合性能がローレットの有るホーンと同等以上の性能であることが報告されている⁵⁶⁾。ローレット形状の圧痕は見栄えが悪いことや、圧痕を起点とした亀裂が発生することから、本研究においてもローレットの無いホーンの接合性能について評価を行うことにした。図3に示すように、ローレット加工の無いホーンは、R200の曲率半径を有したかまぼこ型で、稜線方向は振動方向に対して90°の方向をなしており、ホーンの加圧面積は10×10mmとなっている。なお、アンビルについては、本実験においても高さ0.5mm、ピ

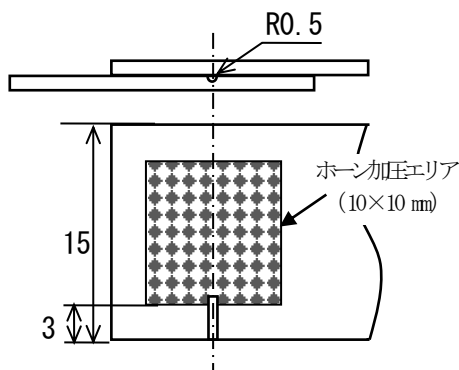


図1 熱電対による温度計測

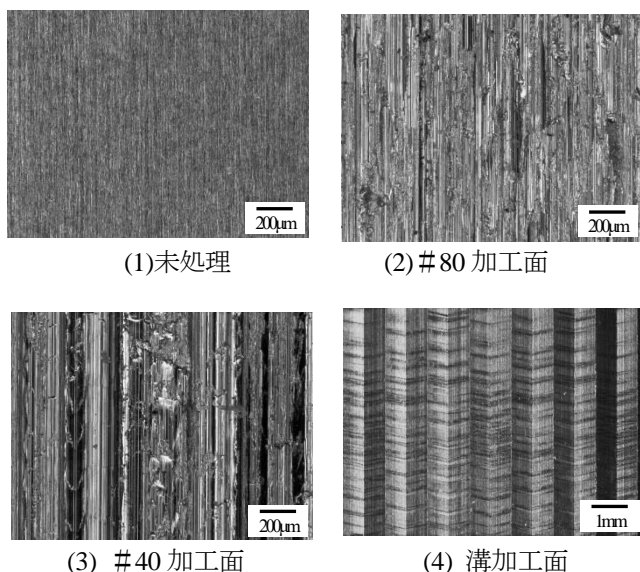
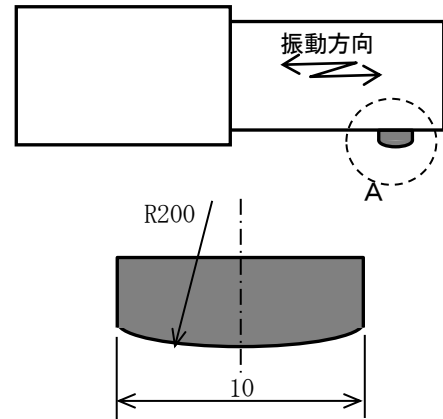


図2 製作した接合面の性状 (C1100)



(A拡大図)

図3 ローレット無しホーンの形状

ッチ1.0mm、頂点角度90°の正四角錐形状のローレット形状のアンビルを用いた。接合条件は、ホーンの全振幅64µm(100%)に対し、50%、70%、90%の振幅、加振時間0.3sec、0.5sec、0.7secを組み合わせた条件で接合実験を行った。ホーンの加圧力については、1500Nとした。

接合状態の評価として、せん断引張試験を行った。せん断引張試験については、万能材料試験機(インストロン5985型)を用いて、試験速度2mm/minにて引張せん断試験を行った。最大引張せん断強度を接合試料の接合強度として採用し評価を行った。

3. 結果及び考察

3.1 超音波接合時の界面温度測定

同種材料接合(以後、接合の材料組合せをA5052/A5052と表記)および異種材料接合(C1100/A5052、A5052/C1100、SPCC/A5052)における、接合時の界面温度変化を図4に示す。接合条件は、振幅70%、時間1s、加圧力1500Nである。図4において、実線は全てホーン側(上側)がA5052材となっており、界面の最高温度はアンビル側(下側)がSPCC材の場合に最も高く、次にA5052材となりC1100材のときに最高温度が最も低くなった。各材料の熱伝導率を表1に示す。表1から、界面温度は熱伝導率が高い材料程低くなっていることが分かる。これは、材料の熱伝導率が高い材料ほど、接合時に発生する熱が界面以外に直ちに伝わることで温度上昇が抑えられるためだと考えられる。しかし、A5052材とC1100材の異種接合においてA5052材とC1100材の上下を入れ変えた場合、A5052材が上側のときよりもC1100材が上側のときの方が界面の温度が高くなっている。下側は治具と接触するために熱が急速に逃げるのが要因と考えられる。また、同一接合条件でもC1100材が上側のときは接合できるが、下側のときは接合できないことから、超音波による金属接合では、接合時の界面温度も重要な要素であることが考えられる。

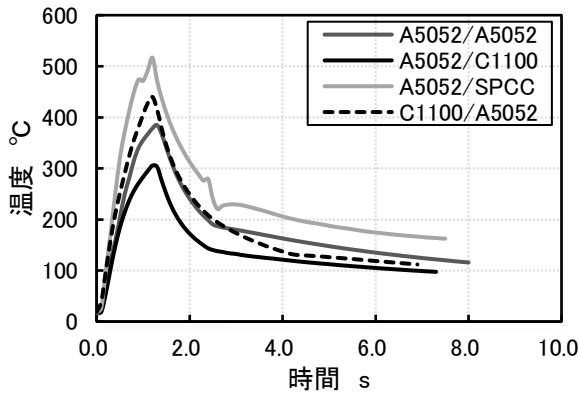


図4 接合時の界面温度変化

表1 材料の熱伝導率

	熱伝導率 (W/mK)
銅	403.0
アルミニウム	236.0
鉄	83.5

3. 2 接合面性状と接合強度

図5に、A2017/A2017の接合において電解研磨処理の有無における振幅と接合強度の関係を示す。接合条件は、加振時間0.9s、加圧力1500Nとし、振幅を50%、70%、90%と変えて実験を行った。振幅が大きくなるに従って接合強度は高くなる傾向にあるが、電解研磨処理の有無によって接合強度に差異が見られなかった。また、A2017/SUS304の接合においても、電解研磨処理有りとは処理無しの場合における接合実験を行ったが、A2017/A2017の接合強度と同様に差異は見られなかった。この結果から、超音波金属接合においては、接合界面の自然酸化膜層や小さな表面粗さは接合強度に大きな影響を及ぼさないと推察できる。そこで、接合界面に研削および切削加工を施した場合の接合強度について検討を行った。なお、接合条件は、振幅70%、加振時間0.9s、加圧力1500Nの同一条件とした。図6に、表面性状と

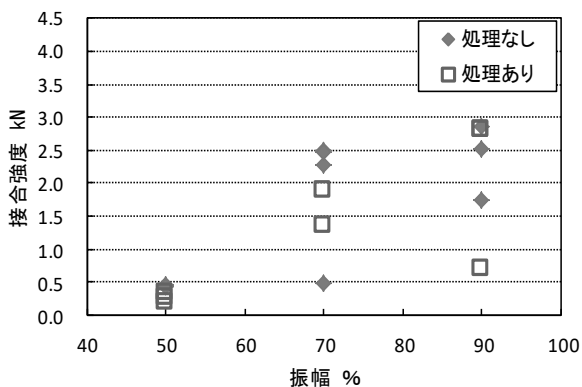
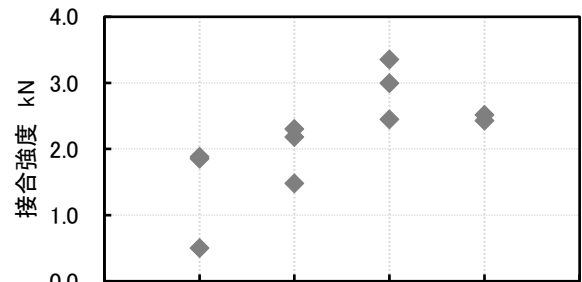
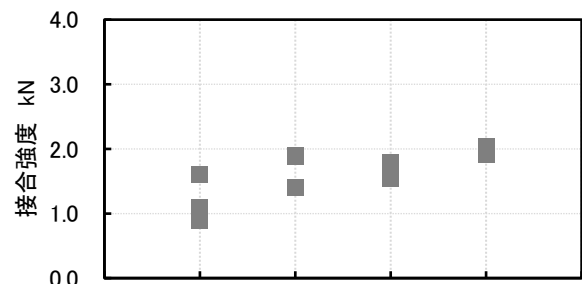


図5 電解研磨処理における振幅と接合強度 (加振時間 0.9s、加圧力 1500N)

接合強度の関係を示す。図6(1)は同種接合(A2017/A2017)、図6(2)は異種接合(A2017/C1100)の場合の結果である。破壊形態としては、溝加工以外の試料では界面剥離となったが、溝加工試料については溝部でき裂が生じてしまうために、接合部端部の試料破断となっている。図6において、横軸の加工面性状における表面粗さは、A2017材、C1100材ともに左から順に Rz1 μ m、Rz50 μ m、Rz100 μ m、Rz330 μ m程度となっており、表面粗さが大きいほど接合強度が高くなる傾向にあることが分かる。表面粗さが小さい場合は、接合強度に影響を与えないが、表面粗さが大きくなると接合強度を向上させることから、表面粗さが大きくなるとアンカー効果が生じるために接合強度が向上したためだと考えられる。しかし、どの程度の表面粗さが適しているかについては、材質の組み合わせと接合条件に影響されると考えられるため、今後更に検討が必要である。



(1) A2017/A2017



(2) A2017/C1100

図6 表面性状と接合強度の関係 (振幅70%、加振時間0.9s、加圧力1500N)

3. 3 ローレット加工無しホーンの接合性能

図3に示すローレット加工の無いホーンを用いて、加圧力1500Nとし、振幅を50%、70%、90%、加振時間を0.3s、0.5s、0.7sと変化させて接合実験を行った。図7に振幅と接合強度、図8に加振時間と接合強度の関係を示す。振幅が小さい場合や加振時間が短い場合には、ローレット加工の無いホーンの方が接合強度が高い傾向があった。しかし、振幅が大きく加振時間が長い場合は、

ローレット加工の有無による顕著な差異は見られなかった。図9に、接合後の試料におけるホーン加圧位置の外観写真を示す。ローレット加工の無いホーンでは振動による僅かな摩擦痕が見られるが、ローレット加工の有る

ホーンの様な深い圧痕は見られない。これらの結果から、ホーンの圧痕が外観上問題となる場合は、ローレット加工の無いホーンが有効であると言える。また、ローレット加工の有るホーンでは、振幅が大きく加振時間が長い条件になると、ホーン圧痕部の端から亀裂が生じることがあるが、ローレット加工の無いホーンでは亀裂が生じ難いなどのメリットがある。但し、アルミ材等ではホーンとの溶着が問題となることから、ホーンへの溶着が生じない接合手法については今後検討が必要である。

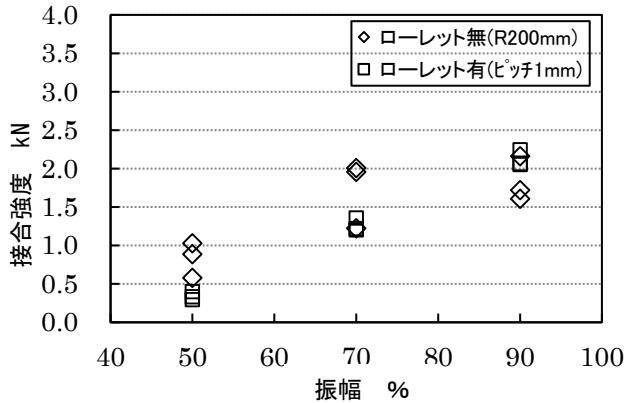


図7 振幅と接合強度の関係 (加振時間 0.5s)

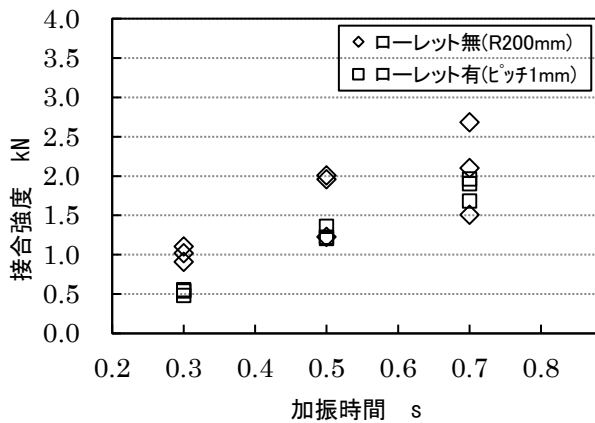
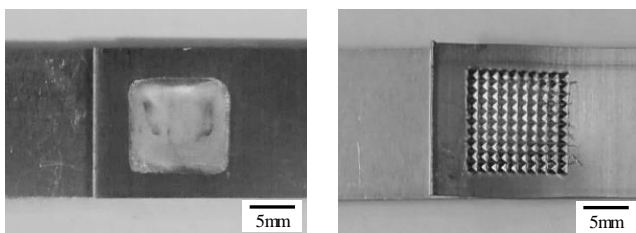


図8 加振時間と接合強度の関係 (振幅 70%)



(1) ローレット加工無し (2) ローレット加工有り

図9 ホーン加圧位置の外観および形状測定 (振幅 9%、加振時間 0.5s、加圧力 1500N)

4. まとめ

超音波金属接合における、接合時の界面温度測定、界面性状が接合強度に及ぼす影響を検討した。さらに、ローレット加工の無いホーンの接合性能を評価した結果、以下の結果を得た。

- 1) 超音波接合における界面温度は、接合材料の組み合わせによって異なり、上側が同じ材料の場合は下側試料の熱伝導率が高いほど界面温度は低くなる。
- 2) 異種接合 (A5052/C1100) の場合、ホーン側とアンビル側を入れ替えると接合時の界面温度は異なり、C1100材がホーン側のときの方が界面温度が高くなり、接合が可能となる。
- 3) 接合界面の表面性状によって接合強度は異なり、表面粗さが大きくなるほど接合強度は高くなる傾向がある。
- 4) ローレット加工の無いホーンの方が、振幅が小さい場合や加振時間が短い場合には、ローレット加工があるホーンよりも接合強度が高い傾向にあるが、振幅が大きく、加振時間が長い場合は、ローレット加工の有無による顕著な差異は見られない。

【参考文献】

- 1) 高田ら, 電子情報通信学会技術研究報告, 107 (167), pp47-51, 2007
- 2) 渡辺ら, 溶接学会論文集 Vol.17, No.2, pp223-233, 1999
- 3) 加賀ら, 岐阜県工業技術研究所研究報告 No.5, pp48-51, 2017
- 4) 柘植ら, 岐阜県工業技術研究所研究報告 No.6, pp49-52, 2018
- 5) 渡辺ら, 溶接学会論文集 Vol.27, No1, pp7-12, 2009
- 6) 佐々木ら, 軽金属溶接, Vol.53, No11, pp448-454, 2015

軽量部材加工技術に関する研究（第1報）

小川 大介、柘植 英明

Study on lightweight material machining technology (I)

Daisuke Ogawa and Hideaki Tsuge

CFRPの切削加工技術は、加工条件だけでなく、工具形状やコーティング、CFRPの繊維配向などによって、工具摩耗や加工品質（ケバやデラミネーションの発生）が変わることが知られている。そこで、切削加工特性データを収集・活用し、使用する工具や被削材に適した加工を行うことによって、工具摩耗・加工品質・加工コストを改善することを目的としている。今年度は、超硬エンドミル工具を用いて、CFRPの切削加工実験を行い、送りおよび主軸回転数が加工面品質に与える加工特性について把握することができた。

1. はじめに

近年、環境や省エネルギー問題の観点から、航空機や自動車部品等に、軽量かつ機械的強度の高い炭素繊維強化プラスチック（以下、CFRP）の需要が増えている¹⁾。このCFRPを部品として使用するためには、成形加工したあと、切削、穴あけなどの二次加工が必要となることから、高品位で高能率な切削加工に関する研究が盛んに行われている²⁻⁵⁾。このCFRPは、金属材料などの単一材と異なり、繊維配向によって切削特性に異方性が生じることから、層間剥離やケバ、デラミネーションが発生して仕上げ面性状の品質が低下するため、難削材といわれている。また、摩耗により工具寿命が短く、製造コストが高くなる課題がある。そこで、加工条件だけでなく、工具形状やコーティング、CFRPの繊維配向などによって加工品質や工具摩耗などの加工特性に係るデータを整理し、CFRPの加工品質および製造コストを満足する最適加工条件を選定することが望まれている。

本研究では、切削加工に係る工具摩耗（工具寿命）、加工品質（ケバ、デラミネーション）、加工時間を改善し、加工コスト低減を図るための各種切削データ収集を実施し、CFRPの加工特性について検討を行った。

2. 実験方法

2.1 実験装置および被削材料

実験装置は、5軸NC加工機（ヤマザキマザック（株）、VARIAXIS630-5X）を用いた。被削材に熱硬化性CFRPを用いた。一方向材を配向積層した疑似等方材料（板厚8mm）とした。この材料を板幅110mmに切断して試験片を作製した。

2.2 実験方法

図1に実験装置の概要を示す。加工機のテーブル上に切削動力計（日本キスラー（株）、JZ90012A）を配置し、その上に治具を介して被削材を固定して切削実験を行った。切削抵抗の計測方向は図2に示すとおり、主分力を F_x 、送り分力を F_y 、背分力を F_z の3方向を計測し

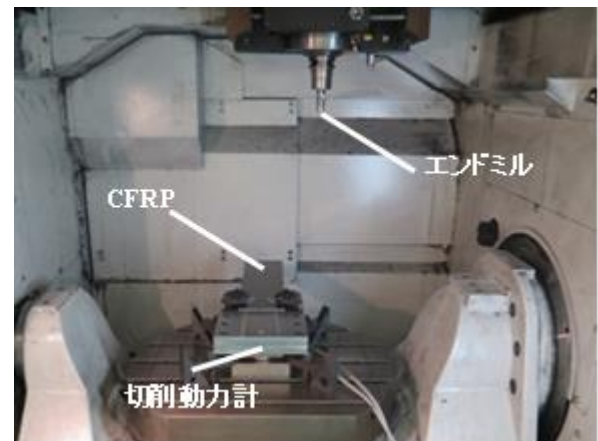


図1 実験装置の概要

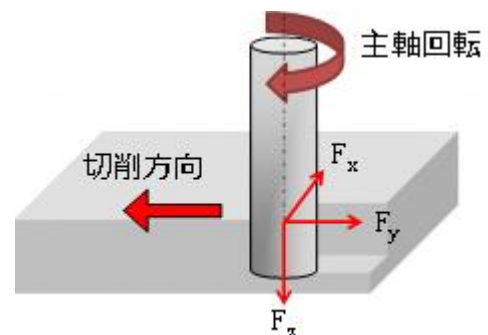


図2 切削加工モデル

表1 実験条件

加工機	5軸マシニングセンター VARIAXIS630-5X
被削材	熱硬化性CFRP
工具材種	超硬（コーティング無）
刃径 ϕ mm	20
回転数 min^{-1}	5000～9000
1刃送り mm/tooth	0.01～0.2
加工雰囲気	乾式

た。切削工具は、直径20mmのノンコート超硬エンドミルを用い、ダウンカット法により段付加工を行った。また、切削加工温度を計測するため、赤外線カメラ（株）アピステ FSV-1100-H16）を用いて測定した。実験条件を表1に示す。切削条件として、送り条件および主軸回転数を変えることによる、加工特性への影響について評価を行った。一般的にCFRPの切削加工においては、切削油の使用が認められていないことが多いため、本実験においてもドライ加工を適用した。

切削加工後の工具計測には、マイクロSCOPE（株）キーエンス VHX-1000）を用いて工具観察を行い、レーザー顕微鏡（株）キーエンス VK-9700）を用いて摩耗量の測定を行った。

3. 結果及び考察

3.1 送り条件

CFRP 切削加工における送り条件の影響について検討した結果の一例として 0.01mm/tooth および 0.2mm/tooth

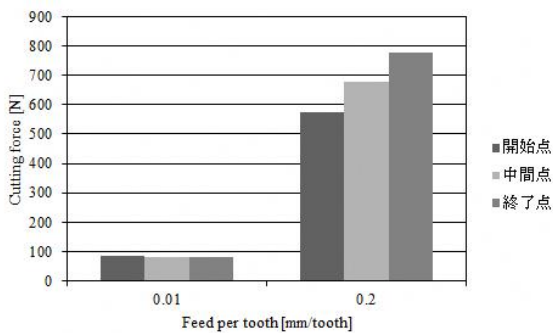
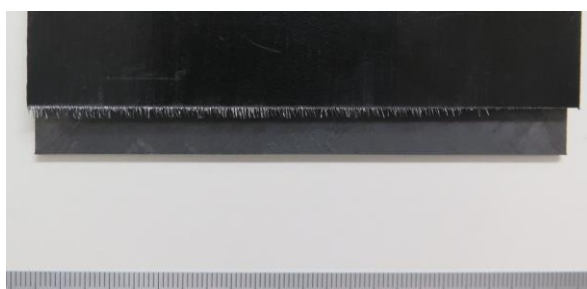
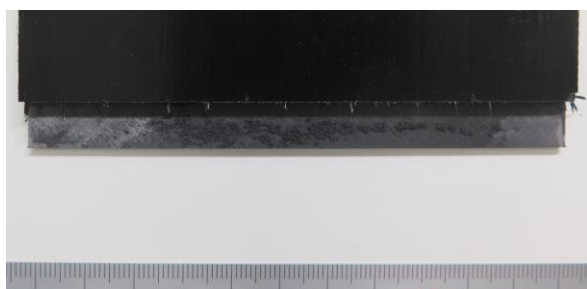


図3 切削抵抗測定結果 (F_x)



(a) 0.01mm/tooth

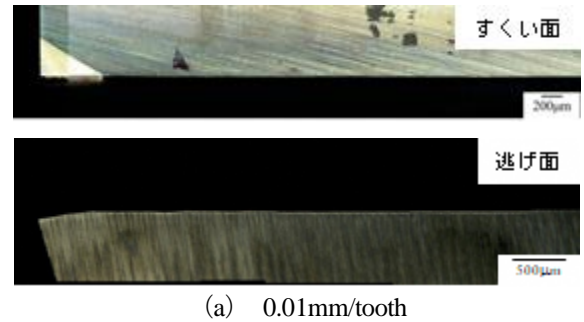


(b) 0.2mm/tooth

図4 加工面の様子

における切削開始点、中間点、終了点の切削抵抗主成分 (F_x) 結果を図3に示す。この結果から、0.01mm/tooth においては、切削抵抗に変化はないが、0.2mm/tooth の場合、切削距離に応じて切削抵抗の増加が確認できた。また、0.01mm/tooth と比べ約8倍の切削抵抗が生じていることがわかった。図4に加工面の様子を示す。0.01mm/tooth の加工面は、切削開始点ではケバが少ないが徐々にケバが生じた。これは工具摩耗により切削性能が低下したため、ケバが生じたと考えられる。しかし、カケやデラミネーションは発生していなかった。一方、0.2mm/tooth の加工面は、ケバだけでなくデラミネーションや加工開始点側にはカケが発生していた。切削抵抗と加工面の様子から、工具性能を上回る加工条件で切削しているために切削抵抗が大きくなり、カケやデラミネーションが発生していると考えられる。

次に、切削加工後の工具状態について、すくい面側および逃げ面側の観察結果を図5に示す。0.2mm/tooth の



(a) 0.01mm/tooth



(b) 0.2mm/tooth

図5 工具摩耗の様子

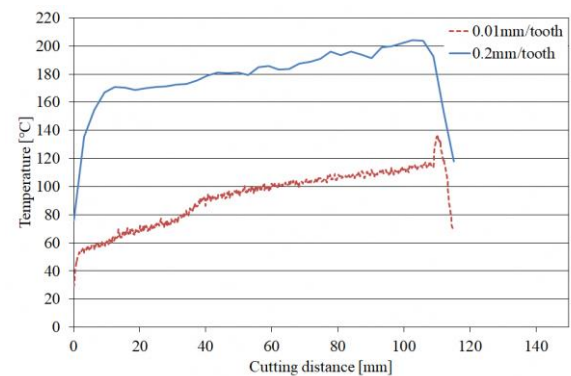


図6 切削加工温度測定結果

工具状態は、エッジ部分の工具摩耗が進んでいる（工具摩耗量：約 $19\mu\text{m}$ ）ことが確認できる。図3に示した切削抵抗結果からもわかるように、切削抵抗が大きく、工具への負荷が大きくなっているため、工具摩耗が進んだと考えられる。一方、 0.01mm/tooth の場合、工具摩耗の進展はほとんどない（工具摩耗量：約 $11\mu\text{m}$ ）ことが確認できた。つまり、送り速度を小さくすることによって、工具摩耗低減効果があることがわかった。

切削加工温度測定結果について、図6に示す。両条件において切削加工温度は、加工距離に応じて温度が上昇している。特に、 0.2mm/tooth における最高切削加工温度は 200°C を超えていることが確認できた。つまり、工具摩耗が進展し、切削抵抗が増加したため、切削加工温度が上昇したと考えられる。

3. 2 主軸回転数

CFRP 切削加工における主軸回転数の影響について検討した結果の一例として、 5000min^{-1} および 9000min^{-1} における切削抵抗主分力 (F_x) 結果を図7に示す。その結

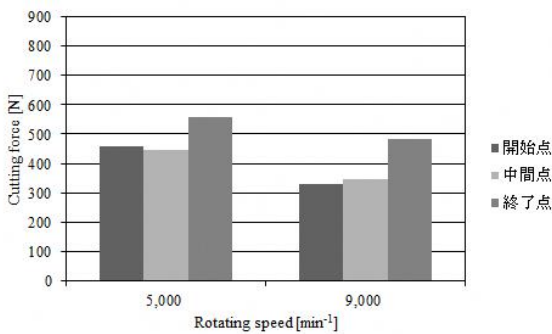
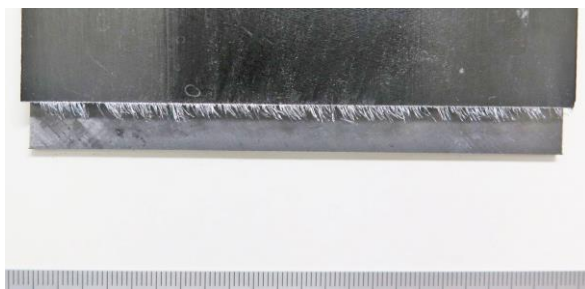


図7 切削抵抗測定結果 (F_x)



(a) 5000min^{-1}



(b) 9000min^{-1}

図8 加工面の様子

果、主軸回転数が高いほど切削抵抗が小さくなる現象が見られた。この時の加工面の様子を図8に示す。 5000min^{-1} の加工面は、ケバが全体的に発生している。一方、 9000min^{-1} における加工面は、ケバがわずかに発生しているものの、良好な加工面品質が得られることがわかった。これは、CFRP 切削加工における工具性能は、主軸回転数が高いほど加工面品質の優れた加工条件であることを示している。切削加工後のすくい面および逃げ面側の工具観察結果を図9に示す。 5000min^{-1} および 9000min^{-1} の工具摩耗量はそれぞれ、約 $12\mu\text{m}$ 、約 $9\mu\text{m}$ であり、送り 0.2mm/tooth の条件と比較して、工具摩耗は比較的小さいことが確認できた。つまり、切削抵抗と工具摩耗の結果から、切削抵抗を小さくするほど、工具摩耗の低減が可能であることがわかった。

切削加工温度測定結果について、図10に示す。送り条件と同様に、加工距離に応じて温度が上昇していることが確認できた。主軸回転数 9000min^{-1} の方が速い切削速度のため、切削加工温度が高くなったと考えられる。



(a) 5000min^{-1}



(b) 9000min^{-1}

図9 工具摩耗の様子

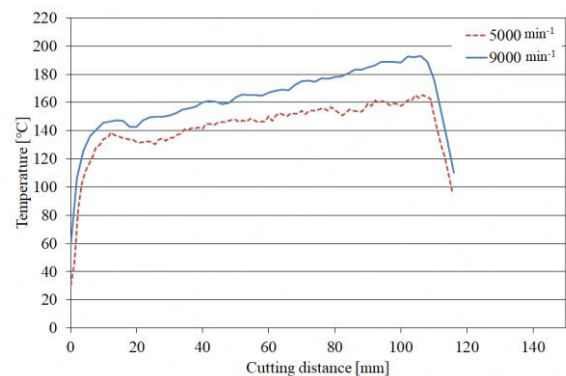


図10 切削加工温度測定結果

4. まとめ

超硬エンドミル工具を使用して、CFRP の切削加工実験を行った結果、以下の結論を得た。

- 1) 切削加工中の切削抵抗や加工温度計測を行うことにより、加工条件と加工面品質および工具摩耗との関係性を把握することができた。
- 2) 高送り加工条件の場合、工具摩耗が最も進展してしまうことが明らかとなった。工具摩耗にともない、デラミネーションやカケによる加工面品質の低下が確認された。
- 3) 主軸回転数が高いほど、切削抵抗が小さく、加工面性状が向上する。

今後は、加工面品質の向上と生産性改善に向けて、工具特性を最大限に活用できる加工方法および条件について検討していく予定である。

【謝 辞】

本研究にあたり、ご協力いただきましたミズノテクノクス株式会社様、株式会エムテック様に深く感謝申し上げます。

【参考文献】

- 1) J.Takahashi,, Development in Composites Technology for Reduction of Environmental Load, Journal of the Society of Materials Science , Japan, Vol.57, No.8, PP. 852-855, Aug.2008
- 2) 酒井ら, 炭素繊維強化熱可塑性樹脂のトリミング加工に関する研究, 日本機械学会第9回生産加工・国策機械部門講演会論文集, 85.2012
- 3) 坂本ら, CFRP 板のエンドミル加工に関する研究, 精密工学会秋季大会学術講演会講演論文集, PP311-312, 2013
- 4) 加賀, 岐阜県工業技術研究所研究報告 No.2, pp47-49,2014
- 5) 加藤, 鳥取県産業技術センター研究報告 No.19, PP.39-43,2016

FRP サンドイッチ材の成形技術に関する研究 (第1報)

仙石 倫章、西垣 康広、山田 孝弘

Study of the forming technique of Fiber Reinforced Plastic sandwich panels (I)

Tomoaki Sengoku, Yasuhiro Nishigaki and Takahiro Yamada

CFRP は軽量化部材として、航空宇宙・自動車・スポーツ用途等において、製品に多用されるようになってきた。しかしながら CFRP の製品化においては、材料コストの高さが普及の大きな壁となっており、CFRP が採用されている製品は、高付加価値が求められる一部のものに限られている。そこで本研究では、CFRP の一部をコア材と呼ばれる中間材料に置き換えるサンドイッチ材に着目した。材料コストの安いポリエチレンテレフタレート発泡体と CFRP を用いたサンドイッチ材の成形条件を検討し、乾燥機を使用した手曲げ成形、サーボプレス成形、ダイヤフラム成形、オートクレーブ成形において、良好に成形できることを確認した。

1. はじめに

軽量、高強度、高剛性等の特長をもつ炭素繊維複合材料 (以下、「CFRP」と表記) は、金属材料の代替材料として様々な分野で開発が行われている。県内のプラスチック製造業からは安く CFRP 製品を作りたいという要望が多いが、実際の製品に応用するためには生産性の低さや材料コストが高い等の課題がある。そのため、製品すべてを CFRP で作るのではなく、CFRP の一部をコア材と呼ばれる中間材料に置き換えるサンドイッチ材に着目した。サンドイッチ材は引張りや圧縮に強いスキン材で、せん断性のある軽量のコア材をはさんで一体構造としたもので、大きな曲げ剛性も得られる。アルミやアラミド繊維のハニカム構造、ポリメタクリルイミド (以下、「PMI」と表記) 硬質発泡体等を用いたサンドイッチ材は航空機、自動車、船舶、一般産業等の様々な分野で多用されている。

本研究ではサンドイッチ材の材料コスト削減のため、コア材にポリエチレンテレフタレート (以下、「PET」と表記) 発泡体を採用した。PET 発泡体は、航空機や輸送機器に使用されている PMI 発泡体と比較して材料コストが約半分になる可能性を持つ材料である。

本年度は、FRP サンドイッチ材の成形加工基礎技術の確立とデータの蓄積を目的とし、研究所保有の成形機を用いて FRP サンドイッチ材の成形条件を検討し、成形性評価をしたので報告する。

2. 実験

2.1 材料

今回の研究で使用した材料を図1に示す。FRP サンドイッチ材のスキン材として、炭素繊維クロスとサーマルポリウレタンの複合材料である熱可塑性 CFRP (Bond-Laminates 製 TEPEX 208) と炭素繊維クロスとエポキシ樹脂の複合材料である熱硬化性 CFRP プリプレグ (三菱ケミカル製 TR3523 381GMX) を用いた。熱可塑性

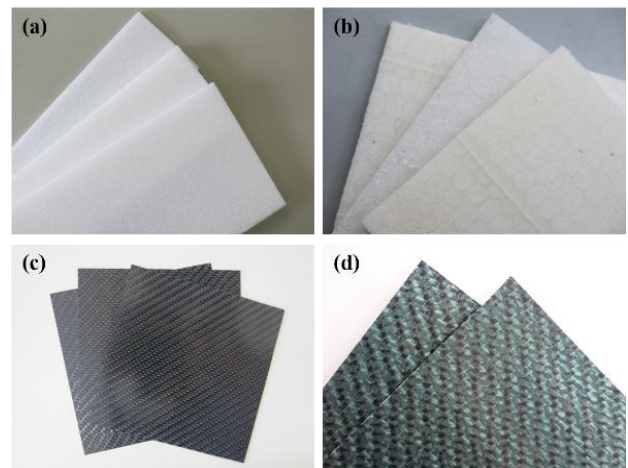


図1 材料：(a) PMI 発泡体, (b) PET 発泡体, (c) 熱可塑性 CFRP, (d) CFRP プリプレグ

CFRP は手曲げ成形、サーボプレス成形、ダイヤフラム成形に使用した。熱硬化性 CFRP はオートクレーブ成形に使用した。コア材として PET 発泡体 (3A Composites 製 Airex T92.60, Airex T92.130) と、従来品と比較するため PMI 硬質プラスチック独立気泡発泡体 (Evonik Industries 製 Rohacell 51-IG) を用いた。PET 発泡体はすべての成形法で使用し、PMI 発泡体はオートクレーブ成形で使用した。

材料について示差走査熱量測定で熱分析を行ったところ、熱可塑性 CFRP についてマトリックス樹脂が非晶性の特性を持つため融点は判明しなかったが、PET 発泡体の融点は 230°C 付近であった。カタログ値より PMI 発泡体の耐熱変形温度は 180°C である。

2.2 手曲げ成形

図2(a) のとおり、100mm 角に切り出した 0.5mm 厚の CFRTP と 5mm 厚の PET 発泡体 (Airex T92.60) を 0.5mm 厚のシリコンゴムに挟み乾燥機 (アドバンテック東洋製 DRLA23WA (特)) にて加熱した。加熱後は図2(b) に

示す手曲げ型にて成形した。なお、予備加熱温度は 150℃、190℃、210℃、230℃の4水準とした。

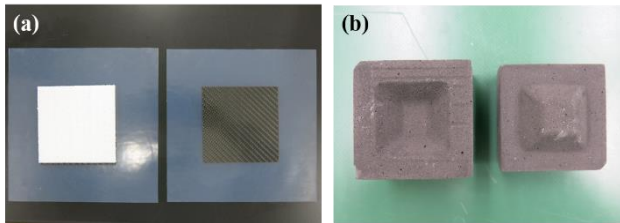


図2 (a) : 材料とシリコンゴム, (b) : 手曲げ型

2. 3 サーボプレス成形

図3(a) のとおり、100mm 角に切り出した0.5mm 厚のCFRTP と5mm 厚のPET 発泡体 (Airex T92.60) を成形治具に挟みIR オープン (ヤマト科学 (株) 製 DIR631) にて加熱した。加熱後は図3 (b) に示す半球金型を設置したサーボプレス機 ((株) 放電精密加工研究所 ZENFormer MPS675DS) を使用してプレス成形した。予備加熱温度は 190℃、210℃、230℃の3水準とし、金型温度は 80℃とした。

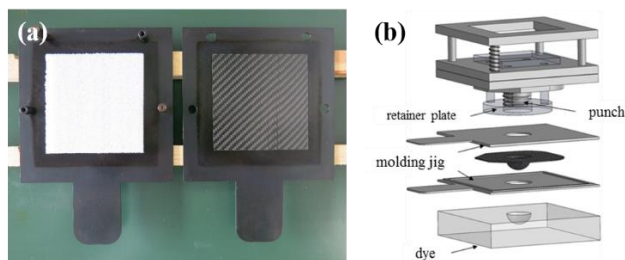


図3 (a) : 材料と成形治具, (b) : ダイとパンチ

2. 4 ダイヤフラム成形

図4(a) のとおり、200×300mm に切り出した0.5mm 厚のCFRTP と10mm 厚のPET 発泡体 (Airex T92.130) を0.5mm 厚のシリコンゴムに挟み IR オープン (ヤマト科学 (株) 製 DIR631) にて加熱した。加熱後は図4 (b) で示す曲面金型とダイヤフラム成形機 (Ring 社製 Membra 6) にて成形した。予備加熱温度は190℃、230℃の2水準とし、金型温度は 80℃とした。成形圧力は予備加熱温度が 190℃の 때가 0.3MPa、230℃のときは 0.25MPa と 0.3MPa の2水準とした。

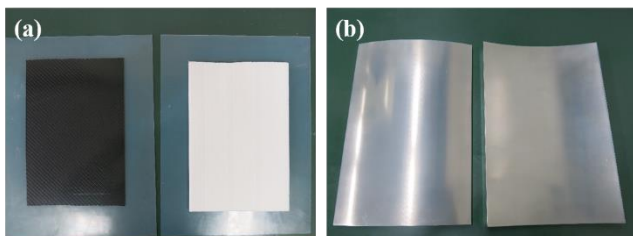


図4 (a) : 材料とシリコンゴム, (b) : 曲面金型

2. 5 オートクレーブ成形

2. 5. 1 平板成形

400×300mm に切り出した0.22mm 厚のCFRP プリプレ

グと5mm 厚のPET 発泡体、PMI 発泡体を、リリースフィルムに挟み平板金型とオートクレーブ ((株) 芦田製作所製 AC - 900×1000L) にて成形した。最大温度は 130℃、最大温度の保持時間は 120 分、加圧力はコア材に Airex T92.130、Rohacel 51-IG を用いたものが 0.1MPa、Airex T92.60 を用いたものは 0.01MPa とした。

2. 5. 2 曲面成形

200×300mm に切り出した0.22mm 厚のCFRP プリプレグ1層と5mm 厚のPET 発泡体、PMI 発泡体を、リリースフィルムに挟み図4 (b) に示す曲面金型でオートクレーブ成形した。各材料の成形条件は 2.5.1 と同じ条件とした。

PET 発泡体、PMI 発泡体についてはあらかじめ IR オープンにて加熱し曲面金型にて曲面形状に成形したものを使用した。PET 発泡体の予備加熱温度は 160℃、PMI 発泡体の予備加熱温度は 180℃とした。

2. 6 成形品の評価

成形品の外観は目視により評価した。成形品の切断面はマイクロSCOPE ((株) キーエンス製 VHX-1000) により観察し、内部構造はマイクロフォーカス X 線 CT (東芝 IT コントロールシステム (株) 製 TOSCANER-32300μFD) により非破壊検査をした。

3. 結果及び考察

3. 1 手曲げ成形

手曲げ型で成形した成形品の外観写真を図5に示す。これまで CFRP 単体の立体成形には、マトリックス樹脂の融点に加え、材料運搬時の熱損失も考慮し予備加熱温度を設定すれば立体成形が可能であると報告されている⁽¹⁾。予備加熱温度が 150℃では成形時の材料温度が低く樹脂が十分に軟化しておらず、成形ができなかった。予備加熱温度が 190℃以上では成形ができたが、予備加熱温度を 210℃、230℃と高くすると表面の光沢、凹凸は増し、外観が良好な成形体となった。しかしながら 230

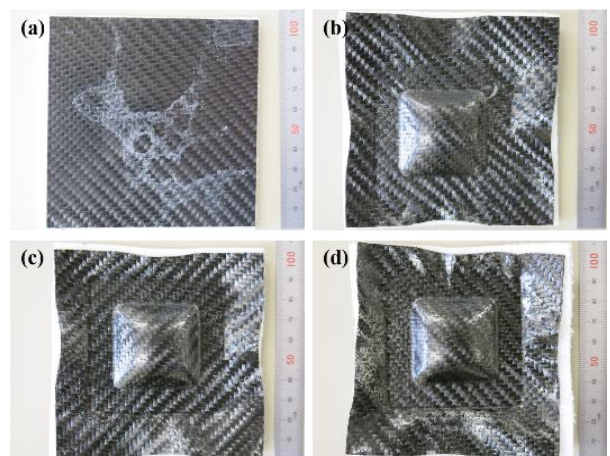


図5 手曲げ成形品 予備加熱温度 : (a) 150℃, (b) 190℃, (c) 210℃, (d) 230℃

℃では表面が茶色くなっている部分も存在した。これは予備加熱温度が高く樹脂が酸化している事が原因と考えられる。サンドイッチ材においてもスキン材、コア材の融点やガラス転移点を考慮し、マトリックス樹脂が劣化しない予備加熱温度を設定する必要があることがわかった。

3. 2 サーボプレス成形

プレス速度を200mm/s、金型温度を80℃一定とし、予備加熱温度を変化させ半球金型で成形した成形品の外観写真を図6に示す。これまでCFRP単体の立体成形については材料の温度低下を防ぐため、プレス速度は速く、金型温度は高い方が成形に有利である²⁾ことが報告されており、材料の予備加熱温度は手曲げ成形の結果より190℃以上に加熱した。その結果、予備加熱温度が190℃以上において成形することができたが、予備加熱温度が190℃では成形品半球部の先端が光沢不良であった。これはプレス成形によりスキン材の樹脂が塑性変形し金型底面の樹脂が不足したことが原因と考えられる。210℃、230℃においては半球部先端の光沢は改善しているが、やはり手曲げ成形の時と同じように230℃ではマトリックス樹脂の一部が茶色く酸化していた。

金型の隙間厚は2mmであるが、成形前のサンドイッチ材の厚みは6mmであるので、今回のサーボプレス成形では、コア材の発泡材がつぶれていると考えられる。コア材がつぶれると材料の物性が低下すると考えられ、コア材をつぶさずに成形する為、金型の隙間厚を調整する等、設備条件や成形条件の再検討が必要である。

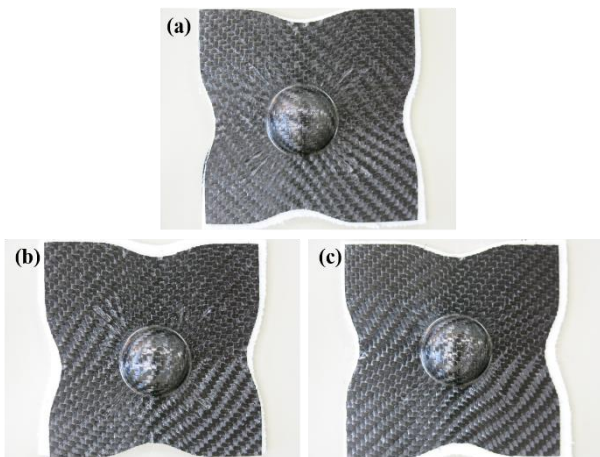


図6 サーボプレス成形品
プレス速度：200mm/s、金型温度：80℃、
予備加熱温度：(a) 190℃、(b) 210℃、(c) 230℃

3. 3 ダイヤフラム成形

金型温度を80℃一定とし、曲面金型で、予備加熱温度190℃・成形圧力0.3MPa、予備加熱温度190℃・成形圧力0.25MPa、予備加熱温度230℃・成形圧力0.3MPaの成形条件で成形したサンドイッチ材の外観写真をそれぞれ

図7(a)、(b)、(c)に示す。これらの成形条件において成形した成形品の外観は良好であり、CFRPと発泡体の界面についても剥離等は観察されなかった。成形品の厚みを測定したところ、図7(a)は7.65mm、図7(b)は8.12mm、図7(c)は5.23mmであった。厚み測定の結果から予備加熱温度が高いとPET発泡体がつぶれやすくなることがわかった。発泡体を用いた熱可塑性FRPのサンドイッチ構造の成形加工には、サンドイッチ材の予備加熱温度と成形圧力の設定が重要であると考えられるので、今後はこれらの条件と成形体の厚みの関係について明らかにしていきたい。

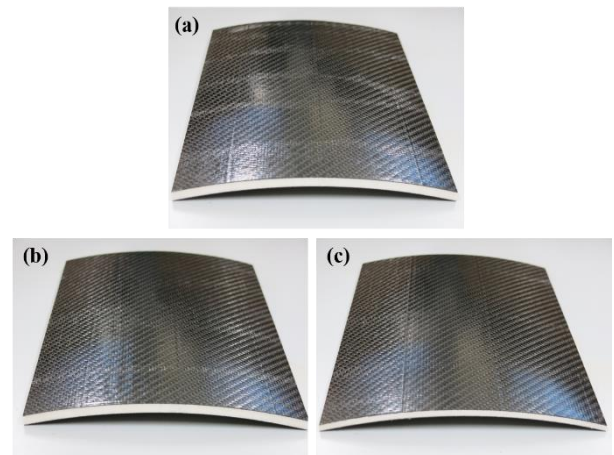


図7 ダイヤフラム成形品
予備加熱温度：(a)(b) 190℃、(c) 230℃
成形圧力：(a)(c) 0.3MPa、(b) 0.25MPa

3. 4 オートクレープ成形

3. 4. 1 平板成形品

コア材にAirex T92.60、Airex T92.130を用い、平板型を用いたオートクレープ成形での成形品を図8(a)、(b)に示す。それぞれの成形条件において成形した成形品の外観は良好であった。また、それぞれの成形体の厚みはコア材がAirex T92.60では4.65mm、Airex T92.130では5.48mmであった。従来品との比較のために成形したRohacel 51-IGを使用した成形体の厚みは4.88mmとなった。コア材にAirex T92.130を使用すると同じ成形条件にもかかわらず、従来品よりも1割程度成形体の厚みが改善できた。

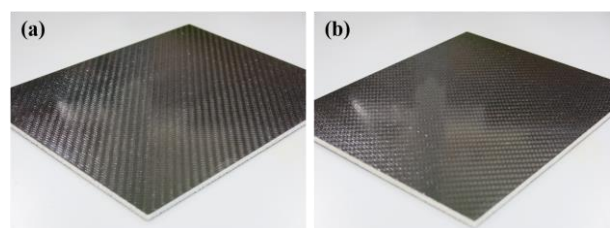


図8 オートクレープ平板型成形品
コア材：(a) Airex T92.60、(b) Airex T92.130

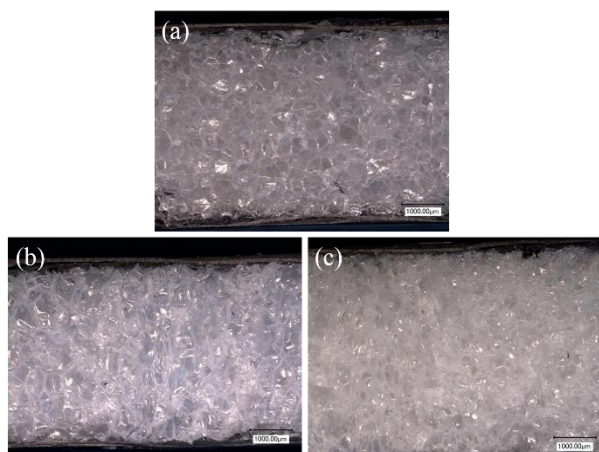


図9 顕微鏡断面観察像 コア材：(a) Rohacel 51-IG, (b) Airex T92.60, (c) Airex T92.130

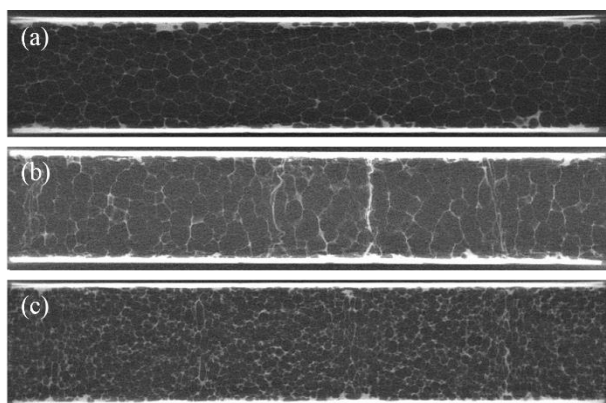


図10 X線CT観察像 コア材：(a) Rohacel 51-IG, (b) Airex T92.60, (c) Airex T92.130

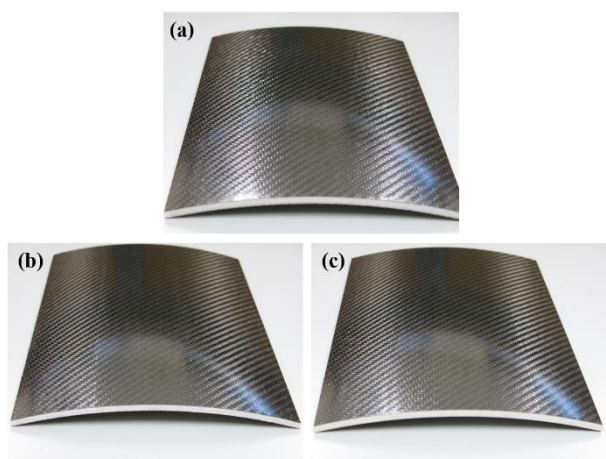


図11 曲面型成形品 コア材：(a) Rohacel 51-IG, (b) Airex T92.60, (c) Airex T92.130

3.4.2 平板成形品内部構造観察

成形品の断面を顕微鏡で観察した結果を図9に、X線CTで非破壊検査した結果を図10に示す。図9よりオートクレーブ成形した成形体において、成形後もコア材は発泡層が崩壊せず残存していることがわかった。また図10より、いずれの成形品もスキン材であるCFRPのマトリックス樹脂がコア材である発泡体の内部に入り込んでいることがわかった。

3.4.3 曲面成形

オートクレーブ成形において曲面型を用いた成形品を図11に示す。いずれのコア材を用いた成形品においても外観は良好であった。またCFRPと発泡体との界面での剥離等は観察されなかった。今後は具体的な製品形状を想定し、必要な強度に応じた材料選定、形状設計を実施し、成形品の評価を実施していく予定である。

4. まとめ

PET発泡体をコア材としたFRPサンドイッチ材の成形技術について、次の結果を得た。

- 1) 熱可塑性CFRPとPET発泡体によるサンドイッチ構造を、乾燥機による手曲げ、サーボプレス機、ダイヤフラム成形機を用いて成形し、良好に成形できることを確認した。
- 2) CFRPとPET発泡体、PMI発泡体によるサンドイッチ構造を、オートクレーブを用いて成形し、良好に成形できることを確認した。

FRPサンドイッチ構造を実際の製品に採用することを踏まえ、今後は材料、成形条件、成形品形状等の更なる探求をしていく予定である。

【謝辞】

本研究の遂行にあたり、岐阜大学工学部仲井教授に、ご指導・ご助言をいただきましたことに深く感謝いたします。

【参考文献】

- 1) 道家ら, 岐阜県工業技術研究所研究報告 No.2, pp35-38,2013
- 2) 道家ら, 岐阜県工業技術研究所研究報告 No.3, pp39-42,2014

熱可塑性 FRP の疲労評価・推定・診断に関する研究（第1報）

鈴木 貴行、千原 健司、山田 孝弘

Study on long-term durability in fatigue of fiber reinforced thermoplastics (I)

Takayuki Suzuki, Kenji Chihara and Takahiro Yamada

熱可塑性 FRP は短時間成形が可能なため、軽量化及び生産性が重視される分野で研究開発が盛んに行われている。しかし、熱可塑性 FRP はマトリックス樹脂の物性が環境要因に応じて変化するため、特に材料で重要となる疲労特性のデータベース化が困難である。本年度は、熱可塑性 FRP の基本的な疲労特性の評価方法を確認するために、PA6 と炭素繊維からなる熱可塑性 FRP の引張疲労試験および両振り平面曲げ疲労試験を行った。その結果、引張疲労試験における課題および両振り平面曲げ疲労試験におけるバラツキの改善方法が判明した。

1. はじめに

樹脂に繊維を複合化させた繊維強化プラスチック（FRP : Fiber Reinforced Plastics）は軽量かつ高強度なため、航空宇宙関連や自動車産業、スポーツ用途など様々な製品で活用されている。特に熱可塑性 FRP は加熱・冷却による短時間成形が可能なため、自動車部品などの生産性が重視される分野で、研究開発が盛んに行われている。岐阜県工業技術研究所においても、「熱可塑性 CFRP（CFRTP）の立体成形技術の確立」¹⁾において、成形・加工条件を確立し、自動車のオイルパン（図1）等を製作した。また、「CFRTP を活用した超軽量下肢装具の開発」²⁾において CFRTP 製下肢装具（図2）を実用化するなど熱可塑性 FRP を用いた研究を行ってきた。

また、これらの研究を通して、熱可塑性 FRP の疲労評価が困難であることが分かってきた。これは、熱可塑性 FRP 内の繊維と樹脂の接着性や樹脂物性が環境要因（温度、湿度、成形条件、試験条件など）に応じて変化するためである。この他、効率的な評価方法も確立されておらず、熱可塑性 FRP の効率的な疲労評価方法を確立することを目的に本研究を開始した。本年度は、熱可塑性 FRP の基本的な評価方法を確認するために、PA6 と炭素繊維からなる熱可塑性 FRP の引張疲労試験および両振り平面曲げ疲労試験を行った。

2. 実験

2.1 試験材料

試験材料は、炭素繊維の3K綾織クロス材とマトリックス樹脂 PA6 を複合化した厚み 2mm の熱可塑性 CFRP（TEPEX202、Bond-Laminate 製）を用いた。試験寸法への切断は、ウォータージェット加工機（Flow International Corporation 製 FlowMach3 1313b-XD）を使用し、全長方向が 0° 方向となるように切断した。また、両振り平面曲げ疲労試験においては、ウォータージェット加工機で切り出したままの試験片の他にダイヤモンド成形機（Ring Maschinenbau GmbH 製 MEMBRA6、図3）



図1 670gの金属製オイルパン（上）と240gのCFRTP製オイルパン（下）（県内企業との共同開発品）



図2 CFRTP製下肢装具（県内企業との共同開発品）



図3 ダイヤフラム成形機

で加圧した試験片でも評価を行った。ダイヤフラム成形機での成形条件は、試験片を 245℃で 8 分間加熱後、0.5MPa-50 秒間加圧することとした。

2. 2 引張疲労試験

JIS K 7083³⁾を基に引張疲労試験を行った。疲労試験機は油圧チャック式の 8802 型疲労試験機 (Instron Corporation、図 4) を使用し、室温条件で試験を行った。試験片の寸法は II-A 形試験片とし、タブを貼り付けない試験片においても引張疲労試験を評価した。引張疲労試験の試験荷重は 20kN、25kN、応力比は 0.1 とし、正弦波を用いた。また、周波数は試験荷重が 20kN の時は 10Hz とし、試験荷重が 25kN の時は 8.3Hz とした。

2. 3 平面曲げ疲労試験

JIS K 7082⁴⁾を基に曲げ疲労試験を行った。疲労試験は引張試験と同様の試験機 (図 4) を使用した。また、両振り平面曲げ疲労試験用治具は JIS K 7082⁴⁾に記載の図を参考に設計、作製した(図 5)。試験片の形状は図 6 に示す寸法とした。制御は試験機のロードセル容量が大きく、繊細な荷重制御が困難であったため、位置制御の正弦波で行った。周波数は、振幅に合わせて試験時間が短くなるように調整し、0.75Hz~1.3Hz とした(表 2)。また、ロードセルで測定された荷重を下記の式に代入することで応力を計算した。

$$\sigma = \frac{3 \cdot P \cdot l}{b \cdot h^2}$$

- σ : 応力振幅(MPa)
- P : 荷重 (N)
- b : 試験片の破断幅(mm)
- h : 試験片の厚み(mm)
- l : つかみ部の支持点間長さ(mm)

位置制御により試験を行っており、試験荷重 (P) が変動するため、応力振幅の計算で用いる荷重は、破断までの繰り返し数が 10 サイクル以上の場合には 1 サイクルから 10 サイクルまでの最大荷重の平均から求め、破断までの繰り返し数が 10 サイクル未満の場合には、1 サイクル目の最大荷重を用いた。計算により得られた応力振幅と破断までの繰り返し数をプロットし、グラフ(S-N 図)を作成した。S-N 図の X 軸は繰り返し数を対数で表記し、Y 軸は応力振幅とした。また、得られたグラフの近似式および R²の値を求めた。

2. 4 X 線 CT を用いた破断観察

2.3 平面曲げ疲労試験における試験片をマイクロフォーカス X 線 CT (東芝 IT コントロールシステム社 TOSCANER-32300μFD) を用いて撮影した。撮影条件は、管電圧が 55kV、管電流 100μA で刻み角を 0.2° とし、一枚当たりの露光時間は 5s で撮影を行った。得られた CT 画像を VGStudio MAX 2.2 (Volume Graphics GmbH 製) を用いて解析し、破断面の状態を観察した。



図 4 8802 型疲労試験機

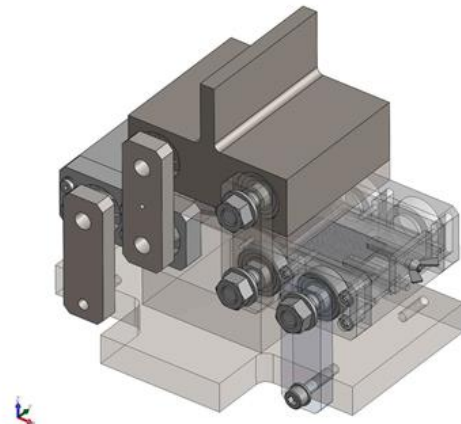


図 5 両振り平面曲げ疲労試験治具の CAD 図

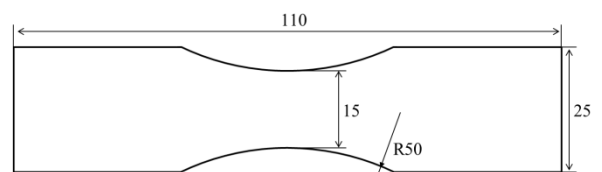


図 6 両振り平面曲げ疲労試験の試験寸法

3. 結果及び考察

3. 1 引張疲労試験

試験結果を表 1 に示す。応力は、試験荷重 (N) を断面積 (mm²) で除して計算した。タブなしの試験片の場合、荷重が 20kN では 1.2×10⁶ 回までの試験では破断しなかったが、荷重が 25kN では 8.3×10² 回で破断した。また、タブを貼り付けた試験片の場合、荷重が 20kN では 2.5×10⁵ 回で、荷重が 25kN では 1.8×10⁴ 回で破断した。破断面を確認すると、タブを張り付けていない試験片ではチャック部の内部で破断が起こり、タブを貼り付

けた試験片では、タブのテーパ部と平面部の境目で破断が起こった(図7)。どちらの場合においても、チャックによる影響が破断を促進していると考えられる。そのため、正確な引張疲労試験と比較すると少ない試験回数で破断が起こっていると推察される。

3.2 両振り平面曲げ疲労試験

加圧成形した試験片としていない試験片の室温条件でのS-N図を図8に示す。2つのグラフを比較すると、加圧後はグラフが全体的に右側にシフトしている。また、対数近似式のR²に注目すると、0.382から0.617に増加している。つまり、加圧成形を行う事で繰り返し数が向上し、近似からのばらつきが改善していることが分かる。

また、加圧成形した試験片の室温条件と80℃条件での疲労評価を図9に示す。80℃条件では破断強度が低下した。また、対数近似のR²の値が小さくなっていることから、近似からのばらつきが大きくなっていることが分かる。これは、80℃条件がマトリックス樹脂(PA6)のガラス転移温度(T_g=約50℃)以上の温度のため、樹脂強度が低下したことによると考えられる。なお、参考として、各試験の測定結果を表2に示す。

3.3 X線CTを用いた破断観察

ダイヤフラム成形前後の試験片のX線CT写真を図10に示す。加圧成形前のX線CT写真では、切断面(図6のR50部に相当)に細かな傷が確認できる。一方、加圧成形後のX線CT写真では、切断面の細かな傷が減少している。また、加圧成形後では、切断面に樹脂のダマが確認できる。

加圧成形後試験片の両振り平面曲げ試験後のX線CT写真を図11に示す。図11(a)より、破断がクロス材の織りに沿って進行していることが分かる。また、図11(b)の断面写真より表層面の層間剥離を確認できる。断面写真からは、加圧成形後にボイドが形成されていることも観察された。

4. まとめ

熱可塑性CFRPの引張疲労試験では、チャック部の影響を受け、破断までの回数が少なくなっている可能性が高い。そのため、チャック圧の調整や応力集中を防ぐタブ形状⁹⁾などの正確な試験が行える条件を検討する必要がある。

熱可塑性CFRPの両振り平面曲げ疲労試験に関しては、以下のことが分かった。

1. 加圧成形を行うことで破断強度およびばらつきが改善した。
2. 破断は繊維の織りに沿って進行する。
3. 温度上昇により疲労強度が低下し、ばらつきが上昇する。

今後は、切断面の細かな傷が破断強度やばらつきにどのような影響を与えているかの検討、様々な温度による破断強度の比較等を行っていく予定である。

表1 引張疲労試験の結果

試験荷重(kN)	タブなし		タブあり	
	20	25	20	25
断面積(mm ²)	49.3	49.3	50.1	50.1
応力(MPa)	406	507	399	499
破断回数	1.2 × 10 ⁶	8.3 × 10 ²	2.5 × 10 ⁵	1.8 × 10 ⁴
破壊状況	破断せず	チャック内部で破断	タブ内で破断	タブ内で破断

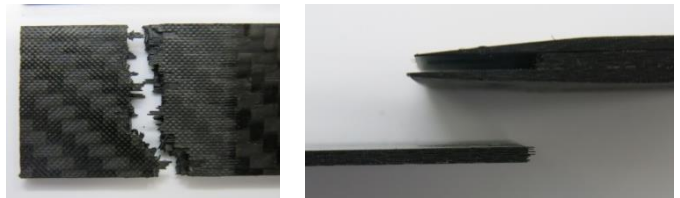


図7 タブなしでの破断状態(左)とタブありでの破断(右)

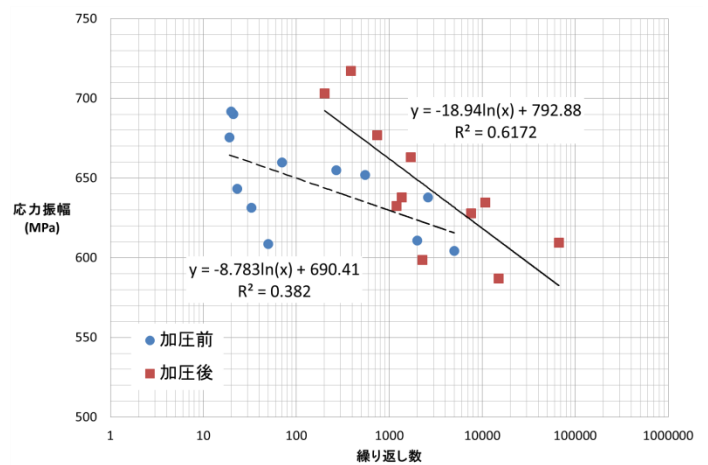


図8 ダイヤフラム加圧前後でのS-N図(室温条件)

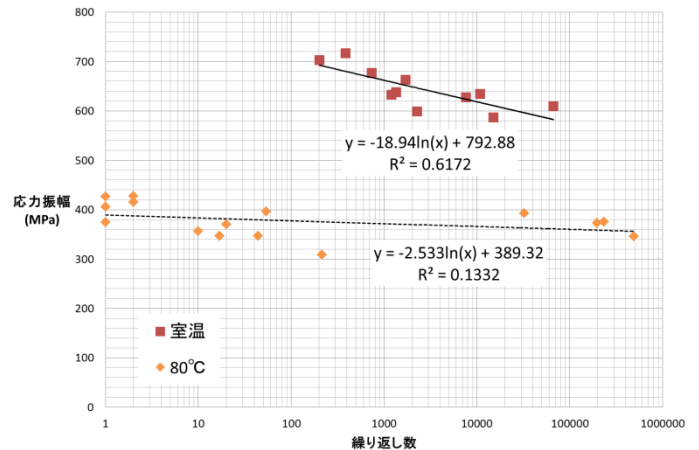


図9 室温と80℃条件でのS-N図(ダイヤフラム加圧後)

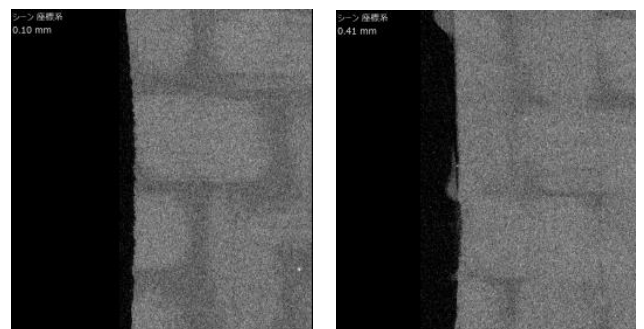


図10 加圧成形前の試験片(左)と加圧成形後の試験片(右)

【謝 辞】

本研究の一部は、一般財団法人越山科学技術振興財団の研究助成金により実施しました。ここに深く感謝いたします。

【参考文献】

- 1) 道家ら,岐阜県工業技術研究所研究報告 No.2, pp35-38,2015
- 2) 千原ら,岐阜県工業技術研究所研究報告 No.6, pp43-44,2018
- 3) JIS K 7083 「炭素繊維強化プラスチックの定荷重引張一引張疲れ試験」
- 4) JIS K 7082 「炭素繊維強化プラスチックの両振り平面曲げ疲れ試験方法」
- 5) 竹花立美, 「FRP 複合容器の設計クライテリア」,高圧ガス保安協会,2010

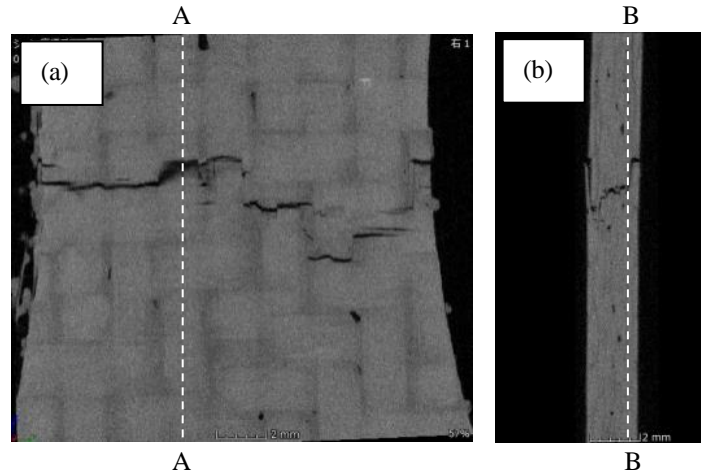


図 1.1 破断試験片の X 線 CT 写真
 (a) B-B 線での断面画像
 (b) A-A 線での断面画像

加圧成形前(室温条件)

厚み(mm)	破断幅(mm)	振幅(mm)	周波数(Hz)	繰返し数	荷重(kN)	応力振幅(MPa)
2.01	15.67	8	0.8	19	0.375	676
2.03	15.73	8	0.8	21	0.391	690
1.97	15.90	8	0.8	70	0.357	660
2.00	16.38	8	0.8	269	0.377	655
2.02	15.73	7.5	0.9	549	0.366	652
2.02	15.73	7.5	0.9	20	0.388	692
2.01	15.63	7.5	0.9	2610	0.355	638
2.02	15.68	7.5	0.9	23	0.359	643
1.96	15.63	7.5	0.9	33	0.333	631
1.97	15.62	7	1	5000	0.322	604
2.01	15.65	7	1	50	0.337	609
2.01	15.66	7	1	2000	0.338	611

加圧成形後(室温条件)

厚み(mm)	破断幅(mm)	振幅(mm)	周波数(Hz)	繰返し数	荷重(kN)	応力振幅(MPa)
1.96	16.29	9.0	0.75	385	0.395	717
2.02	17.12	9.0	0.75	738	0.413	677
2.01	16.58	9.0	0.75	202	0.413	703
2.01	16.46	8.5	0.80	1706	0.387	663
1.95	16.48	8.5	0.80	1354	0.351	638
2.03	16.37	8.5	0.80	1202	0.372	632
1.99	16.64	8.0	0.90	15061	0.340	587
1.95	16.77	8.0	0.90	66432	0.340	609
1.99	17.38	8.0	0.90	10786	0.381	635
2.03	16.68	8.0	0.90	7606	0.379	628
2.02	16.88	8.0	0.90	2269	0.362	599

加圧成形後(80°C条件)

厚み(mm)	破断幅(mm)	振幅(mm)	周波数(Hz)	繰返し数	荷重(kN)	応力振幅(MPa)
1.99	16.51	6	1.1	2	0.238	415
2.03	17.18	6	1.1	1	0.233	374
1.99	16.51	6	1.1	1	0.233	405
2.00	16.47	6	1.1	2	0.247	427
2.04	16.42	6	1.1	1	0.257	427
2.05	16.02	5.5	1.1	54	0.233	396
2.04	16.34	5.5	1.1	10	0.211	356
2.07	16.11	5.5	1.1	17	0.210	347
1.96	15.62	5.5	1.1	32294	0.207	393
2.00	15.77	5.5	1.1	20	0.206	370
2.07	16.59	5	1.3	234530	0.233	375
2.05	16.02	5	1.3	44	0.206	347
2.02	16.67	5	1.3	214	0.184	308
2.01	16.29	5	1.3	493660	0.200	346
2.03	16.05	5	1.3	197267	0.217	373

表 2:
 両振り曲げ平面
 疲労試験の条件
 および結果

令和元年10月発行

岐阜県工業技術研究所研究報告 第7号 平成30年度

編集発行 岐阜県産業技術総合センター

(旧 岐阜県工業技術研究所)

所在地 : 〒501-3265 関市小瀬1288

電話 : (0575)22-0147 FAX : (0575)24-6976

E-mail : info@gitec.rd.pref.gifu.jp

ホームページ: <http://www.gitec.rd.pref.gifu.lg.jp>